

切欠き材の疲労特性に基づく突合せ溶接継手の疲労強度評価に関する研究

田中, 洋征

<https://doi.org/10.11501/3070079>

出版情報 : 九州大学, 1993, 博士 (工学), 論文博士
バージョン :
権利関係 :

第 6 章

模 擬 裏 当 て 金 付 溶 接 継 手 の 疲 労 強 度

本章では、裏当て金付溶接継手の引張りおよび曲げ疲労強度におよぼす余盛り形状と裏当て金形状の影響について提案した理論に基づいて考察する。さらに同様の立場から疲労強度の鋼種の相違について述べる。

6 - 1 緒 言

裏当て金付溶接継手は突合せ溶接継手の一つで、裏側から溶接できない場合に用いられる。このような継手形式は、溶接構造においていろいろな分野で利用されている。例えば消防法では、石油貯槽の溶接にこの裏当て金付溶接継手を使用することを義務づけている。

裏当て金付溶接継手は安定した溶接が得られる反面、母材と裏当て金の接合部のすき間（ルート止端部）は鋭い切欠きと見なせ、疲労き裂の発生起点となり、継手の疲労強度が大幅に低下するとされている⁽¹⁾⁽²⁾。しかし、この継手形式で曲げ疲労試験を行うと、条件によってはルート止端部が破断起点の危険箇所とはならず、裏当て金が無い突合せ溶接継手と同じように余盛り止端部が危険箇所となり、これまで言われていた疲労挙動とは異なる現象がある。このように、この継手形式は利用が多い割にその疲労特性が十分に知られていないのが現状である。

ここでは、提案した溶接継手の理論に基づいて、裏当て金付溶接継手の引張りおよび曲げ疲労強度におよぼす裏当て金および余盛り形状の影響に関して、主に次の三点について検討する。

1. 裏当て金付溶接継手の引張りおよび曲げ疲労強度におよぼす裏当て金形状（切欠き、ルート間隔および裏当て金厚さ）の影響
2. 裏当て金付溶接継手の曲げ疲労強度の鋼種による相違
3. 裏当て金付溶接継手の引張りおよび曲げ疲労強度におよぼす余盛り形状の影響

6-2 模擬裏当て金付き溶接継手の試験片と引張りおよび

曲げ疲労強度

模擬裏当て金付溶接継手の疲労強度を求めるための試験片は、すでに図3-3で説明〔図3-3-2(Ⅲ)から(Ⅶ)まで〕したが、改めて図6-1に示す。

ルート止端部の切欠き半径が異なる板厚6 mmの裏当て金付溶接継手の片振り引張りにおけるS-N曲線を図6-2(a)に、平面曲げにおけるS-N曲線を図6-2(b)に示す。

ルート間隔が異なる板厚6 mmの裏当て金付溶接継手の片振り引張りにおけるS-N曲線を図6-3(a)に、平面曲げにおけるS-N曲線を図6-3(b)に示す。

ルート間隔が異なる板厚16 mmの裏当て金付溶接継手の平面曲げにおけるS-N曲線を図6-4に示す。

裏当て金厚さが異なる裏当て金付溶接継手の片振り引張りにおけるS-N曲線を図6-5(a)に、平面曲げにおけるS-N曲線を図6-5(b)に示す。

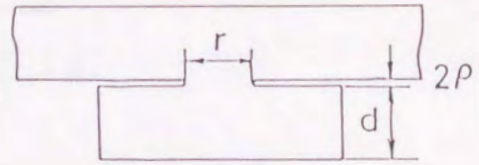
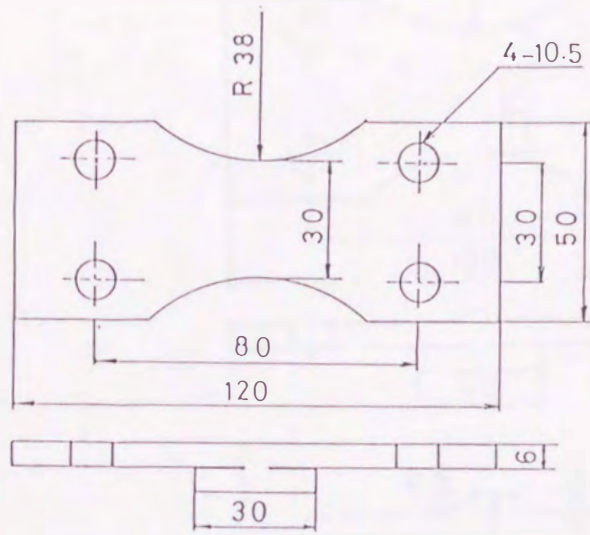
図6-6に裏当て金付溶接継手の両振り平面曲げおよび片振り引張り疲労限度の応力を 10^7 回繰返したSS 400 模擬溶接試験片のルート止端部に観察された停留き裂の例を示す。

表6-1(a), (b)にルート止端部の切欠き半径、ルート間隔および裏当て金厚さが異なりSS 400で製作した板厚6 mmの裏当て金付溶接継手の主要寸法と片振り引張りおよび曲げにおける実験結果を示す。

表6-1に示す $\sigma_{w.c.1}$ は第3章の式(I)および(II)より求めたものである。式(I)における $\sigma_{m.s.x}$ 、式(II)における σ_0 の値は図3-9と3-10における $\alpha\sigma_w - \chi$ の関係より求まる。片振り引張りの

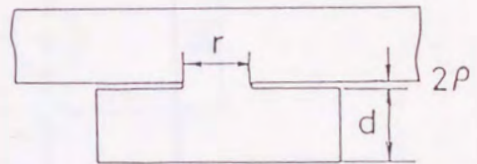
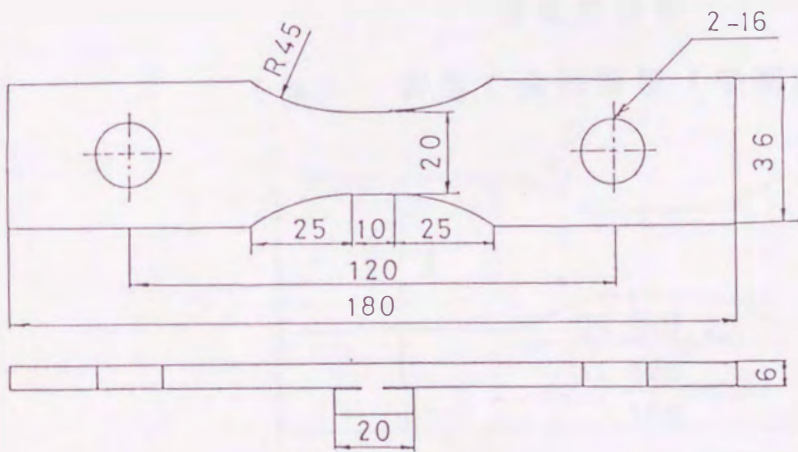
σ_{max} の値は、図3-11より $\rho = 0.5$ mmで260 MPa, $\rho = 0.2$ mmで297 MPa, σ_0 の値は308 MPaである。平面曲げにおける σ_0 は、図3-9より272 MPaである。

表6-2にルート止端部の切欠き半径およびルート間隔が異なり、SS 400とSM 570で製作した板厚16 mmの模擬裏当て金付溶接継手の主要寸法と平面曲げにおける実験結果を示す。表6-2に示す σ_{wc} は式(II)より求めた。 σ_0 の値は、SS 400では、図3-9における $\alpha \sigma_w - \chi$ の関係より $\sigma_0 = 272$ Mpaである。SM 570では図3-9より、 σ_{max} は $\rho = 0.5$ mmで384 MPa, σ_0 は390 MPaである。



裏当て金部詳細

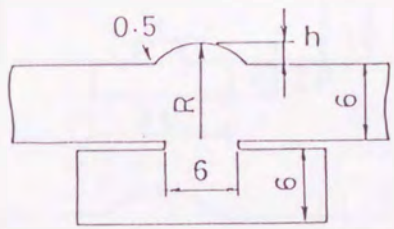
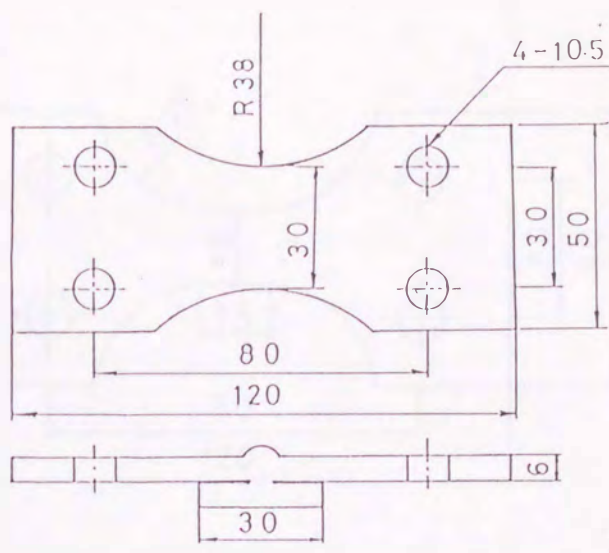
(I) 裏当て金付溶接 (平面曲げ) 試験片



裏当て金部詳細

(II) 裏当て金付溶接 (引張り) 試験片

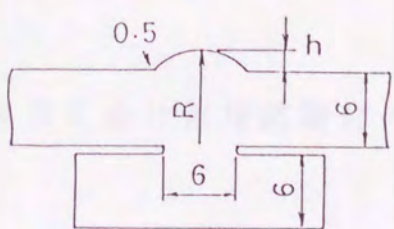
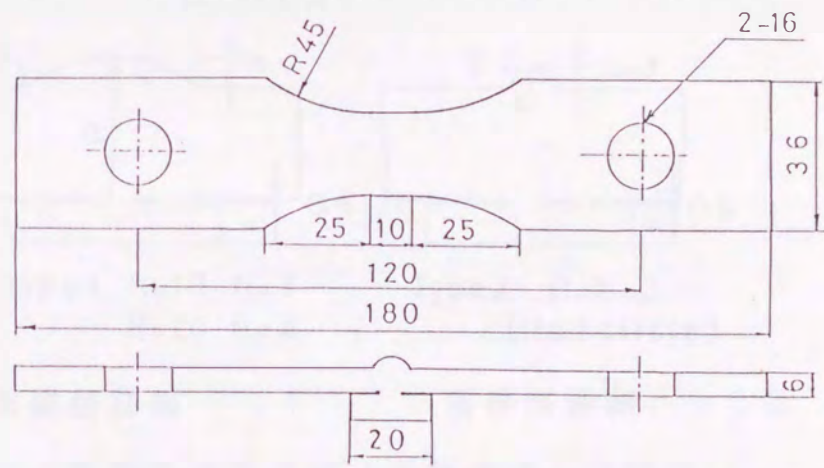
図 6-1-1 模擬裏当て金付溶接試験片の形状と寸法



R	h
8	2
9	3

溶接部詳細

(III) 裏当て金付溶接 (平面曲げ) 試験片

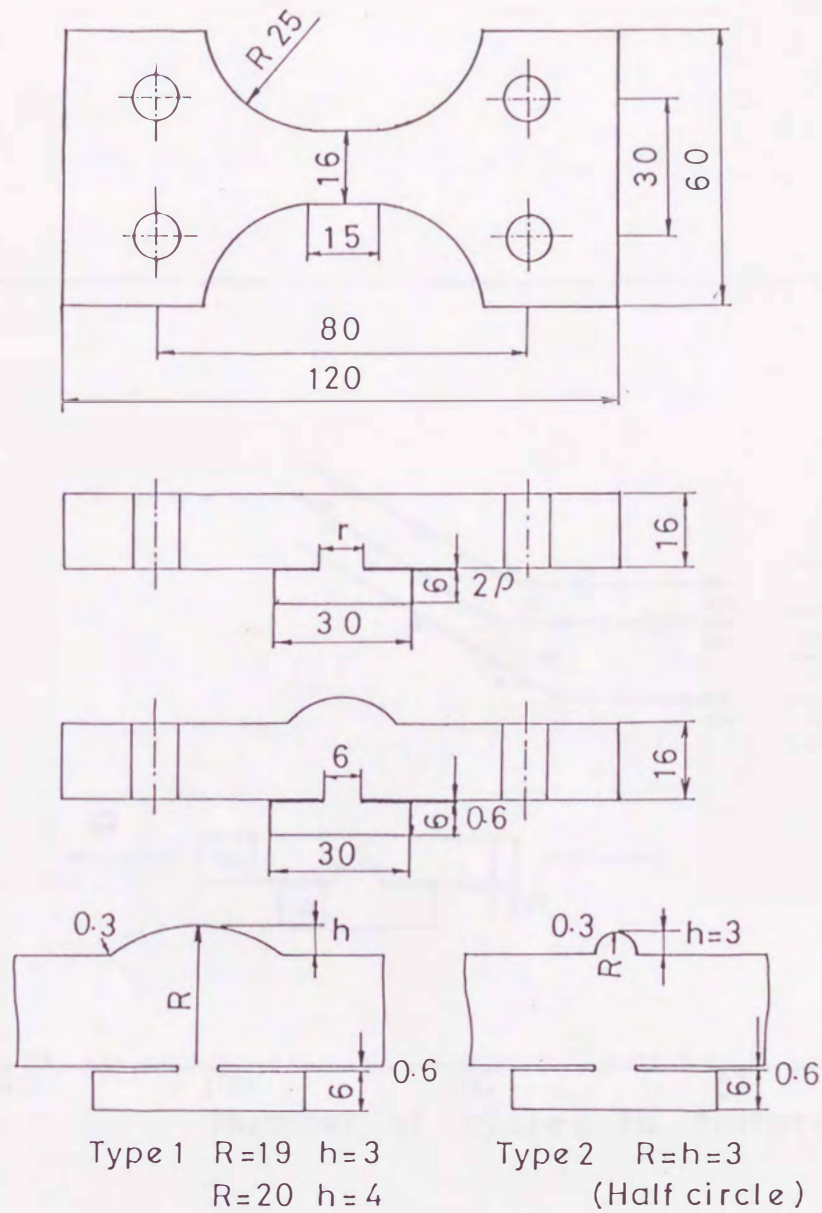


R	h
8	2
9	3

溶接部詳細

(IV) 裏当て金付溶接 (引張り) 試験片

図 6-1-2 模擬裏当て金付溶接試験片の形状と寸法



溶接部詳細

溶接部詳細

(V) 裏当て金付溶接(平面曲げ)試験片

図 6-1-3 模擬裏当て金付溶接試験片の形状と寸法

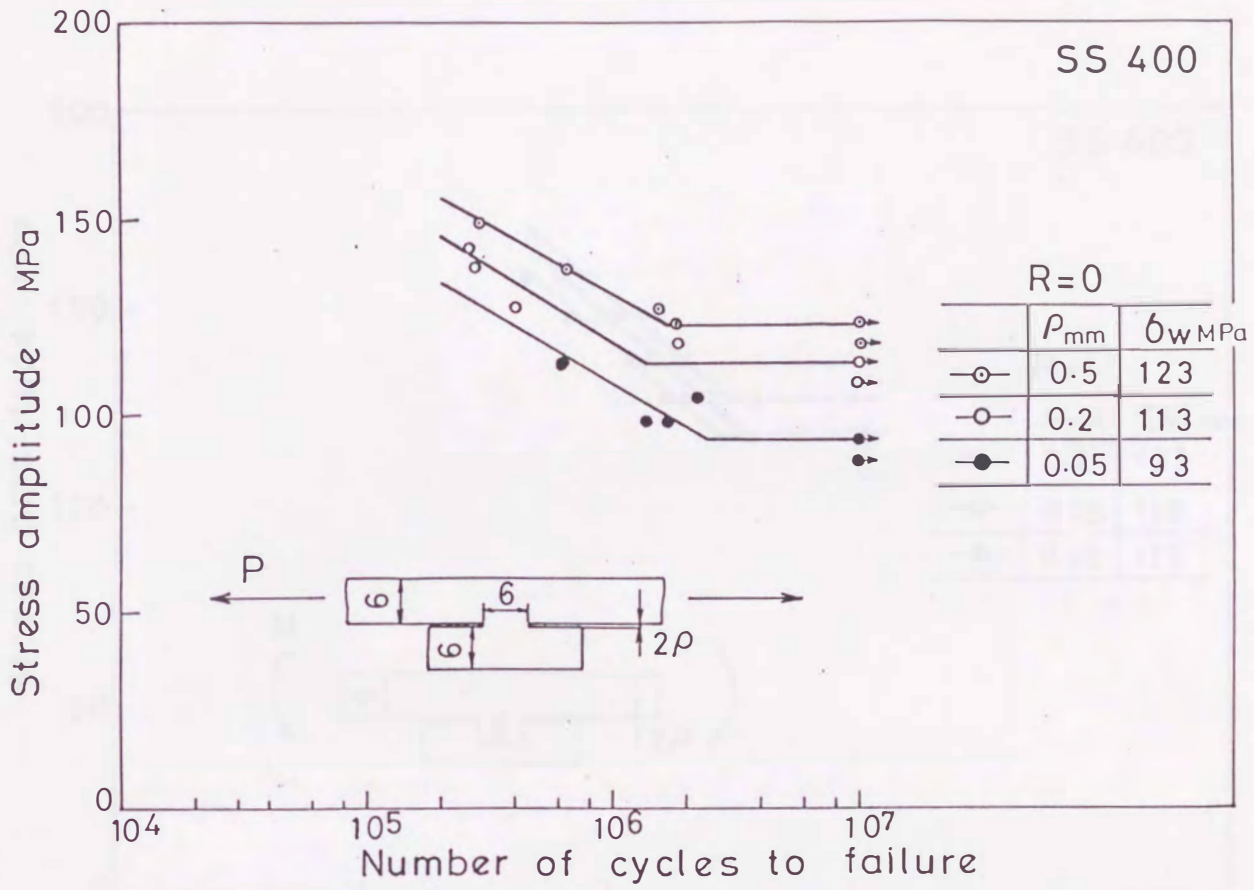


図 6-2 (a) ルート止端部切欠き半径が異なる裏当て金
付き溶接継手の S-N 曲線 (片振り引張り)

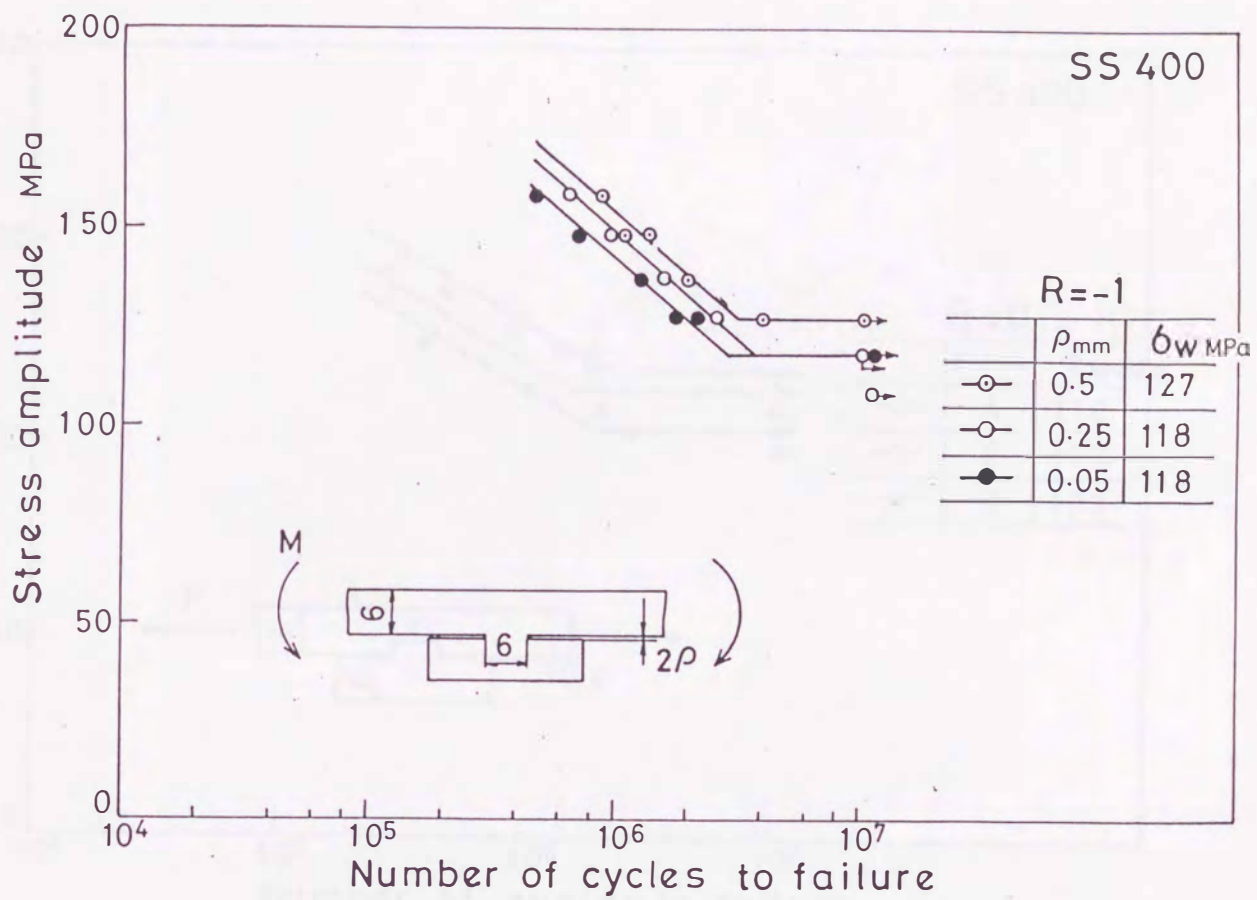


図 6-2 (b) ルート止端部切欠き半径が異なる裏当て金
付き溶接継手の S - N 曲線 (両振り曲げ)

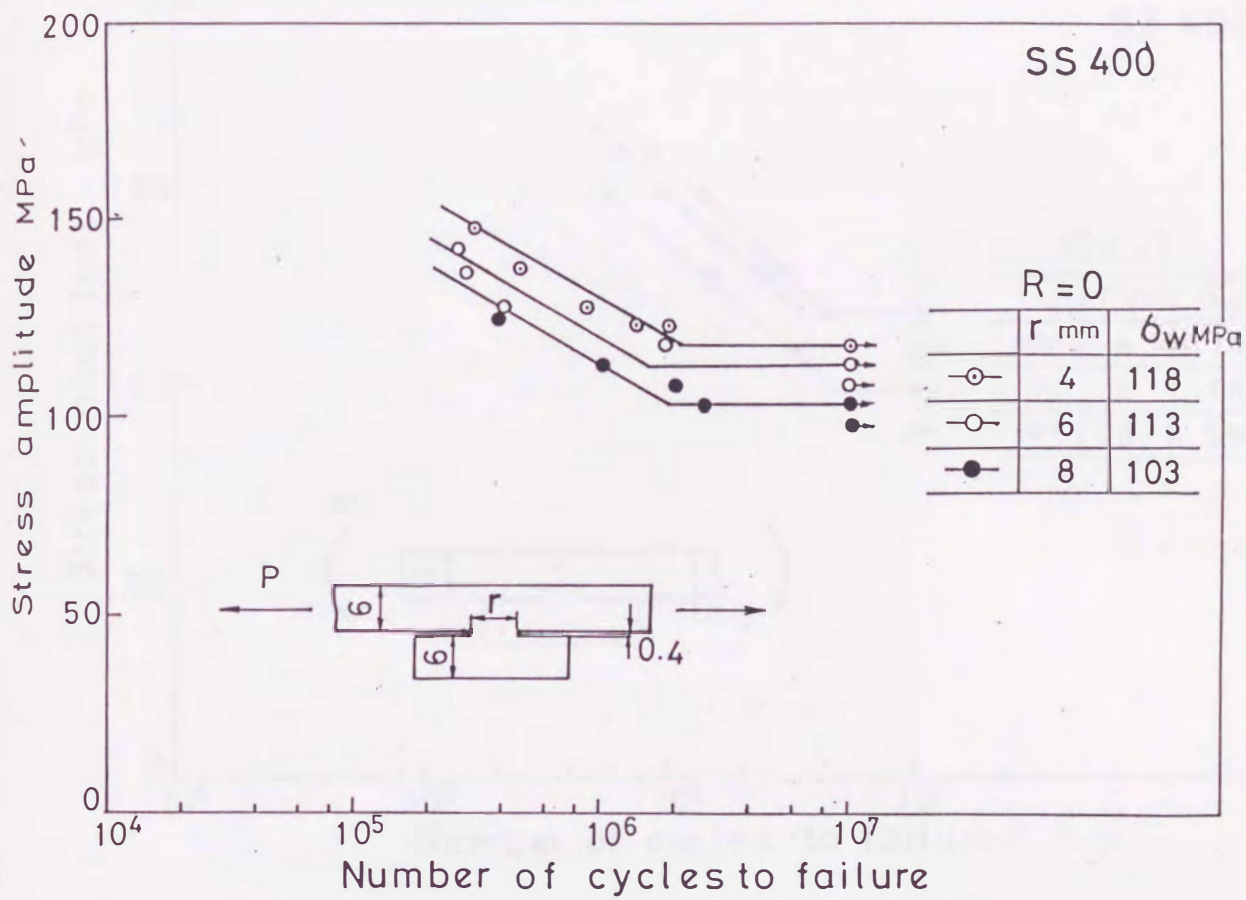


図 6-3 (a) ルート間隔が異なる裏当て金付溶接
継手の S-N 曲線 (片振り引張り)

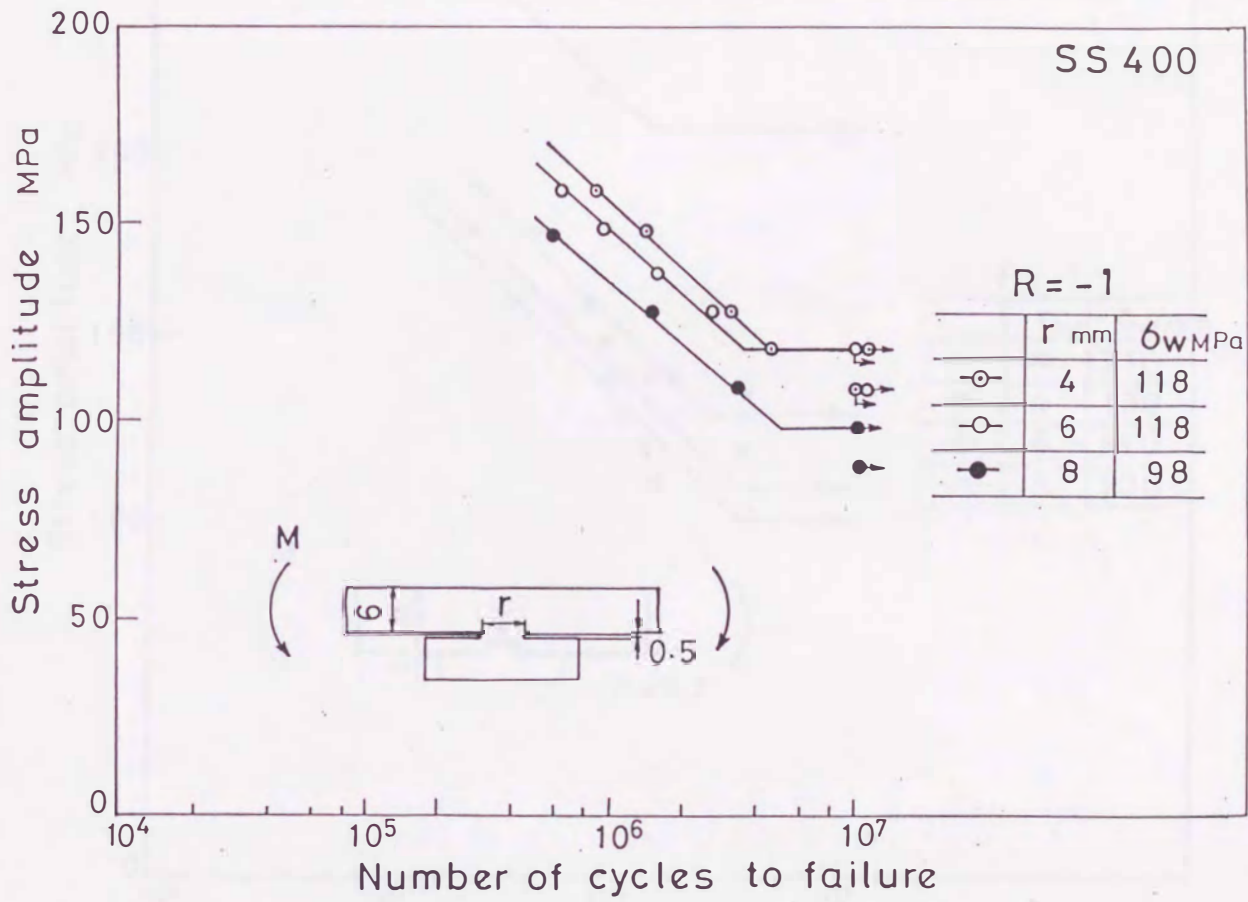


図 6-3 (b) ルート間隔が異なる板厚 6 mm の裏当て金
付き溶接継手の S - N 曲線 (両振り曲げ)

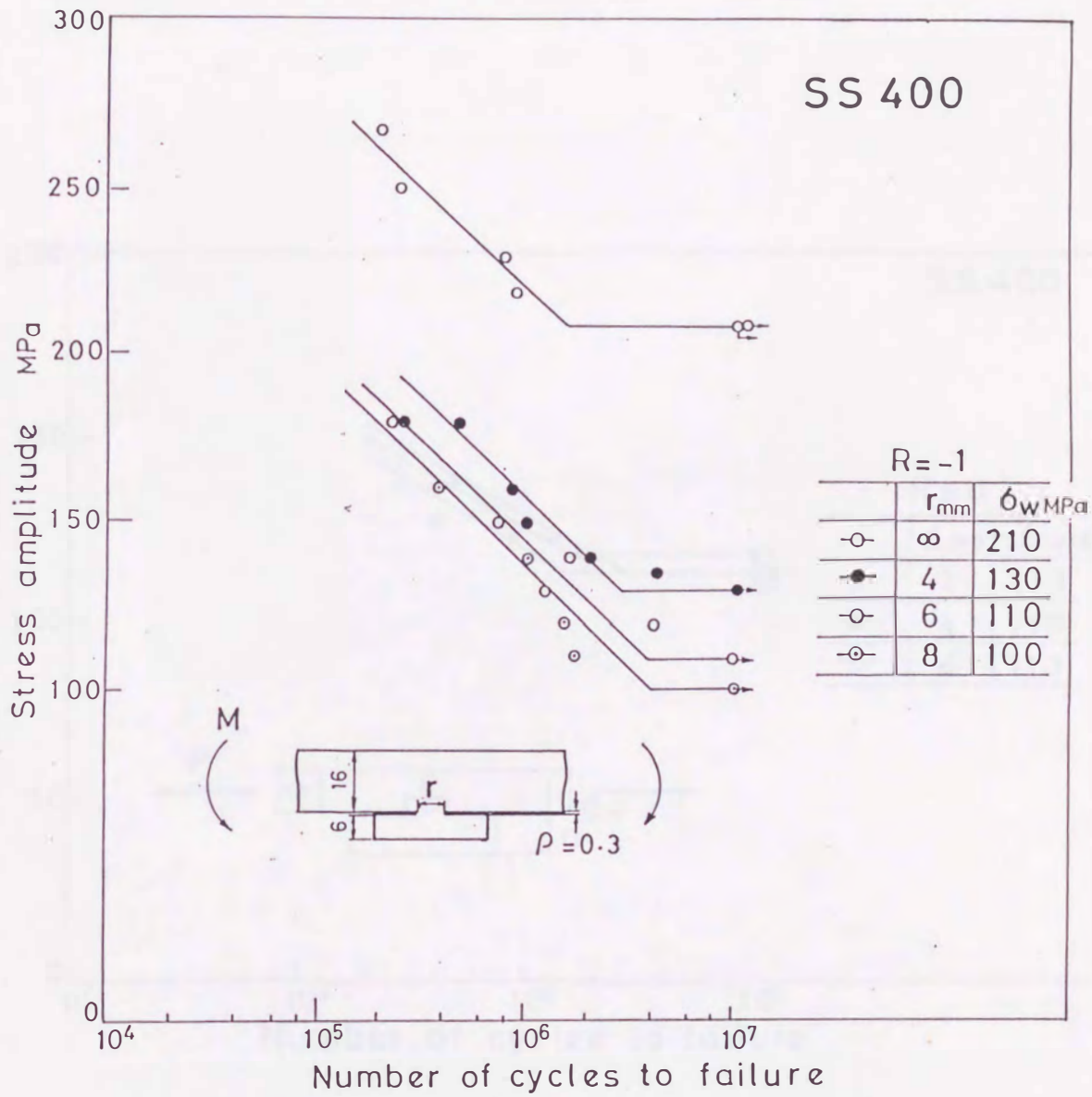


図 6-4 ルート間隔が異なる板厚 16 mm の裏当て金
付き溶接継手の S-N 曲線 (両振り曲げ)

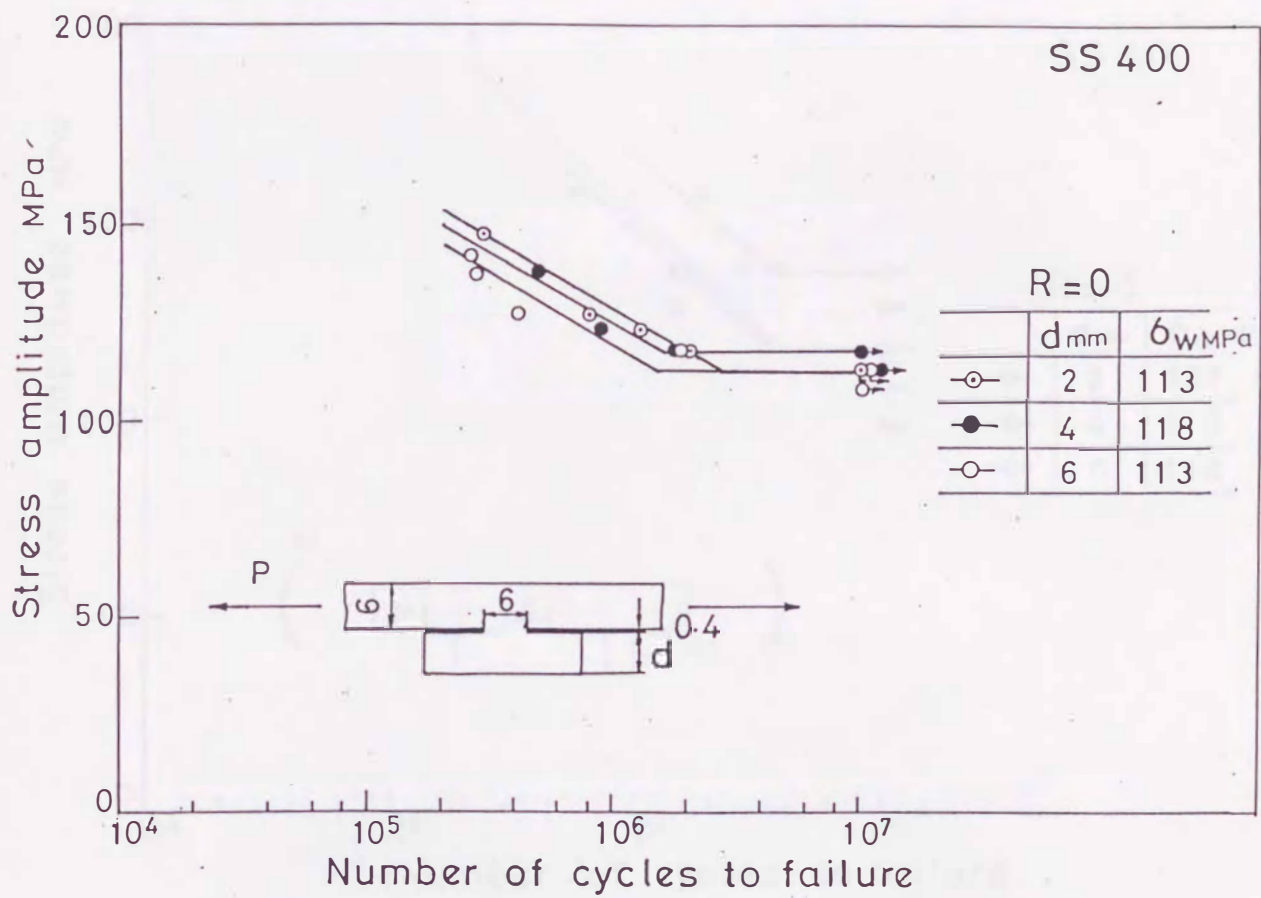


図 6-5 (a) 裏当て金厚さが異なる裏当て金付き溶接継手の S-N 曲線 (片振り引張り)

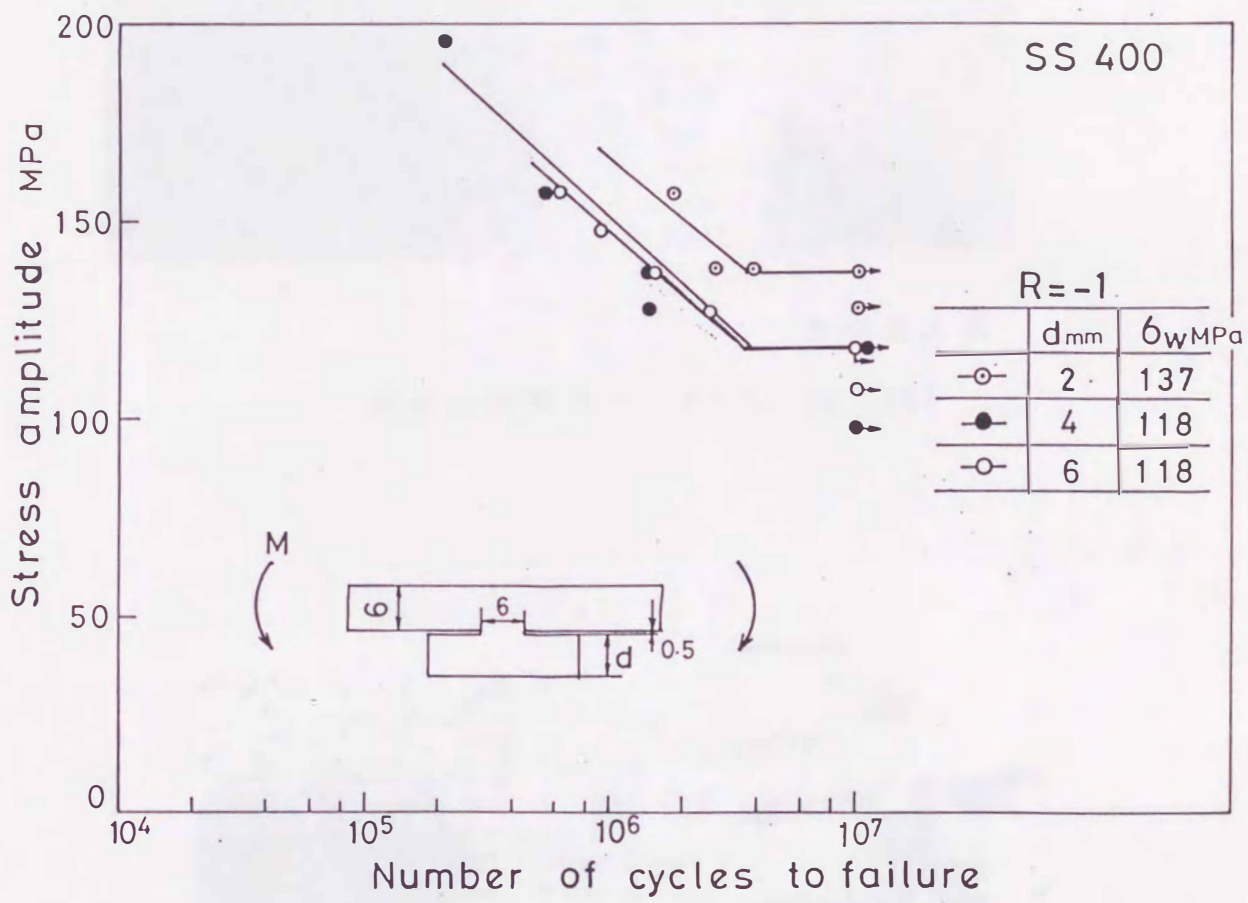
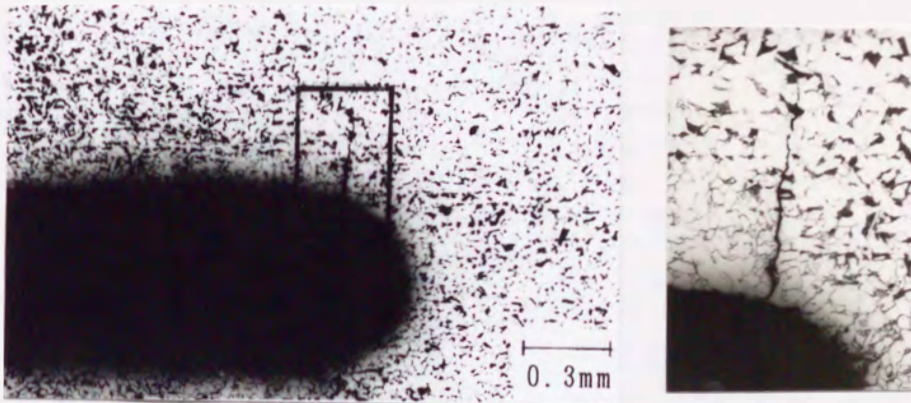
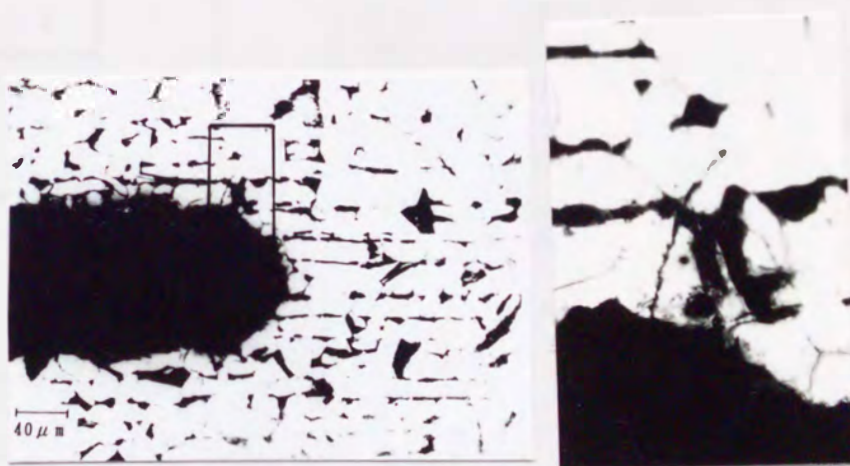


図 6-5 (b) 裏当て金厚さが異なる裏当て金付き溶接継手の S-N 曲線 (両振り曲げ)



左の拡大図

両振り平面曲げ (R=-1, SS 400)



左の拡大図

片振り引張り (R=0, SS 400)

図 6-6 疲労限度の応力を 10^7 回繰返した試験片
に観察された停留き裂の写真

表 6-1 (a) 片振り引張りにおける裏当て金付溶接継手の主要寸法と実験結果

t mm	d mm	ρ mm	r mm	α	σ_w MPa	σ_{wcal} MPa	σ_w / σ_{wcal}	
6.0	0	∞	0	1.00	157			
	6.0	0.50	6.0	2.26	123	115	1.07	
		0.20		2.95	113	101	1.12	
		0.05		4.90	93	95	0.98	
	6.0	6.0	0.20	4.0	2.84	118	105	1.12
				6.0	2.95	113	101	1.12
				8.0	3.04	103	98	1.05
	2.0	6.0	0.20	6.0	2.89	113	103	1.10
	4.0				2.92	118	102	1.16
	6.0				2.95	113	101	1.04

t : thickness of plate d : thickness of backing strip

ρ : radius of notch at the toe of root

r : root opening

α : stress concentration factor

σ_w : experimental fatigue limit

σ_{wcal} : calculated fatigue limit based on equations (I) or

(II)

表 6-1 (b) 平面曲げにおける裏当て金付溶接継手の
主要寸法と実験結果 (R=-1)

t mm	d mm	ρ mm	r mm	$\alpha_{\rho=\beta}$	σ_w MPa	σ_{wcal} MPa	σ_w / σ_{wcal}	
8.0	0	∞	0	1.00	210			
SS400	6.0	0.50	6.0	2.32	127	117	1.08	
		0.25			118		1.01	
		0.05			118		1.01	
	6.0	6.0	0.25	4.0	2.16	118	126	0.94
				6.0	2.32	118	117	1.01
				8.0	2.40	98	113	0.87
	2.0	4.0	0.25	6.0	2.30	137	120	1.14
						118	118	1.00
						118	117	1.01

t : thickness of plate d : thickness of backing strip

ρ : radius of notch at the toe of root

r : root opening

$\alpha_{\rho=\beta}$: stress concentration factor

σ_w : experimental fatigue limit

σ_{wcal} : calculated fatigue limit based on equations (I) or

(II)

表 6-2 平面曲げにおける裏当て金付溶接継手の主要寸法と実験結果 (R=-1)

t mm	d mm	ρ mm	r mm	$\alpha _{\rho=\rho_0}$	σ_w MPa	σ_{wcalc} MPa	$\sigma_w / \sigma_{wcalc}$	
16.0	0	∞	0	1.00	210			
	6.0	0.5	6.0	2.44	110	111	0.99	
		0.30			110			
		0.05			110			
	SS400	6.0	0.30	4.0	2.21	120	123	0.98
				6.0	2.44	110	111	0.99
				8.0	2.62	100	104	0.96
16.0	0	∞	0	1.00	290			
	6.0	0.50	6.0	2.78	150	149	1.01	
		0.30			140	140	1.00	
		0.05			140		1.00	

t : thickness of plate d : thickness of backing strip

ρ : radius of notch at the toe of root

r : root opening

$\alpha|_{\rho=\rho_0}$: stress concentration factor

σ_w : experimental fatigue limit

σ_{wcalc} : calculated fatigue limit based on equations (I) or (II)

板厚 6 mm の裏当て金付溶接継手において、ルート止端部の切欠き半径 ρ が 0.5, 0.2 (曲げでは 0.25) から 0.05 mm と小さくなると (図 6-2), 応力集中係数 α は引張りでは 2.26, 2.95 から 4.90, 曲げでは 2.42, 3.22 から 5.52 とそれぞれ大きくなる。疲労限度は片振り引張りでは $\rho = 0.5$ mm で 123 MPa, $\rho = 0.2$ で 113, $\rho = 0.05$ で 93 と ρ が小さくなるほど幾分低下し, 曲げでは $\rho = 0.5$ mm で 127 MPa, $\rho = 0.2$ と 0.05 で 120 MPa と同じ値で, ρ の変化にかかわらずそれほど低下していない。板厚 16 mm の裏当て金付溶接継手では ρ の変化にかかわらず疲労限度は 110 MPa と一定の値となっている (図 6-7) これは 図 6-6 で分かるように, 裏当て金付溶接継手の片振り引張りおよび曲げにおいてルート止端部の切欠き半径 ρ が小さければ, その疲労限度が停留き裂の伝ば限界条件 σ_{w2} で決まることと関係している。すなわち, 曲げでは, 停留き裂の存在限界である分岐点での切欠き半径 ρ_0 の値は, SS 400 の両振り曲げではほぼ 0.6 mm, 片振り引張りでは平均応力の影響を受けて小さくなりほぼ 0.15 mm である。このため, 曲げではルート止端部の切欠きのすき間は ρ の変化にかかわらず $\rho < \rho_0$ であり, 疲労限度は式 (II) より評価でき, 応力集中係数 $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ に支配されるので, ほぼ同じ値にある。引張りでは $\rho = 0.5$ と 0.2 mm では $\rho > \rho_0 = 0.15$ mm であるので疲労限度は式 (I) で評価でき, 応力集中係数 α に支配される。このため, 疲労限度は α の値が大きくなるほど低下する。 $\rho = 0.05$ mm では $\rho < \rho_0$ であるので, 疲労限度は $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ に支配され, $\rho = 0.2$ mm の継手に比べ幾分低下してすることになる。

ルート間隔が狭くなる [図 6-3(a), (b)] と継手の疲労限度 σ_w は, 片振り引張りで 113 MPa から 118 MPa, 曲げでは 98 MPa から 118 MPa

と両方において大きくなっている。これは、ルート止端部の切欠き半径 ρ が片振り引張りでは $\rho = 0.2 \text{ mm} > \rho_0$ であるため、疲労限度 σ_w が応力集中係数 α に、曲げでは $\rho = 0.25 \text{ mm} < \rho_0$ であるため、 σ_w が $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ に支配され、それらの値がルート間隔が狭くなるほど小さくなることと対応している。このような傾向は板厚 16 mm の裏当て金付溶接継手の曲げ疲労においても認められる (図 6-4)。

裏当て金厚さが薄くなると [図 6-5(a), (b)], 継手の疲労限度 σ_w は片振り引張りで 113 MPa から 118 MPa, 曲げでは 118 MPa から 137 MPa と両方において上昇している。これも、ルート止端部の切欠き半径 ρ が片振り引張りでは $\rho > \rho_0$, 曲げでは $\rho < \rho_0$ であるため、 σ_w が α および $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ に支配され、それらの値が裏当て金厚さが薄くなるにつれ減少する傾向に対応している。

模擬裏当て金付溶接継手の疲労強度における鋼種の相違を検討するため図 6-7 に板厚 16 mm の SS 400 の S-N 曲線を、図 6-8 に SM 570 の S-N 曲線を示す。

板厚 16 mm の模擬裏当て金付溶接継手の場合、SS 400 ではルート止端部の切欠き半径は ρ の変化にかかわらず $\rho < \rho_0$ であるため疲労限度 σ_w は 110 MPa と一定である。SM 570 では、 $\rho = 0.3$ および 0.05 mm の継手のそれは $\rho < \rho_0 = 0.4 \text{ mm}$ であるので、それらの疲労限度は $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ に支配され 140 MPa と同じ値となり、 $\rho = 0.5 \text{ mm}$ の継手は $\rho > \rho_0$ であるので、疲労限度は α に支配され 150 MPa と他の二つ継手のそれより高いのである。

SS 400 と SM 570 の模擬裏当て金付溶接継手の疲労限度の相対値 $\sigma_{w2} / \sigma_{w0}$ を比較した場合、SS 400 は 0.52 (110 / 210), SM 570 は 0.48 (140 / 290) と SM 570 の方が低く、切欠きに敏感といえる。こ

のように、模擬裏当て金付溶接継手の疲労限度におよぼすルート止端部切欠き半径の影響は鋼種によって差異がある。この現象は σ_{w2} が ρ_0 に支配され、鋼種によって ρ_0 の値が異なることと関連しており、SM 570の ρ_0 の値が小さいことから説明できる。なお、 $\sigma_{w1} / \sigma_{w0}$ に対しては切欠き材の性質から鋼種の差は小さいと言える。

裏当て金付突合せ溶接継手の疲労限度は、実験値 σ_w と計算値 σ_{wcalc} の比 $\sigma_w / \sigma_{wcalc}$ は片振り引張りで0.98から1.16、平面曲げで0.87から1.14の範囲にあり、式(I)および(II)より評価できることが分かる。

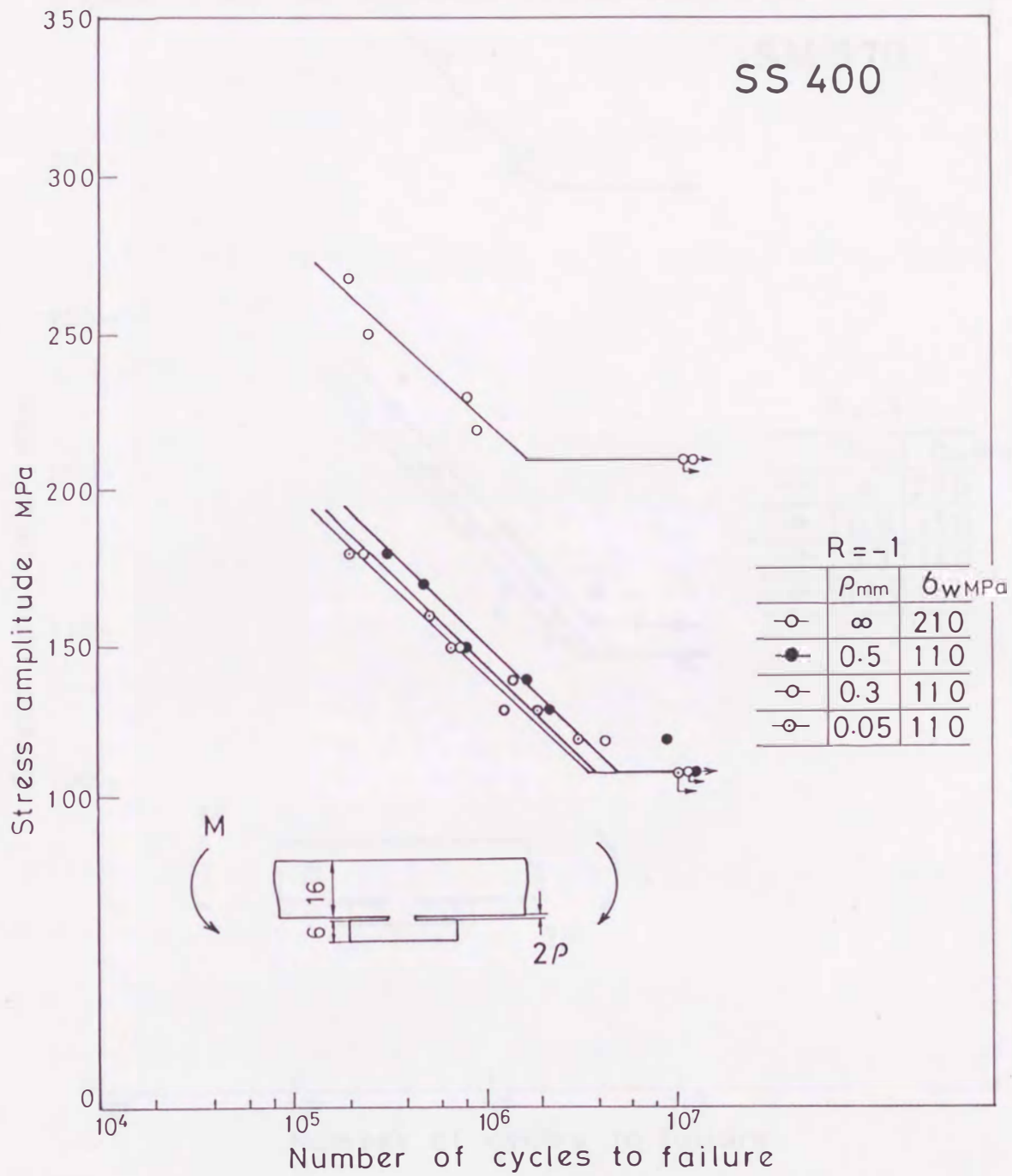


図 6-7 SS 400 模擬裏当て金付溶接継手の S - N 曲線 (板厚 16 mm)

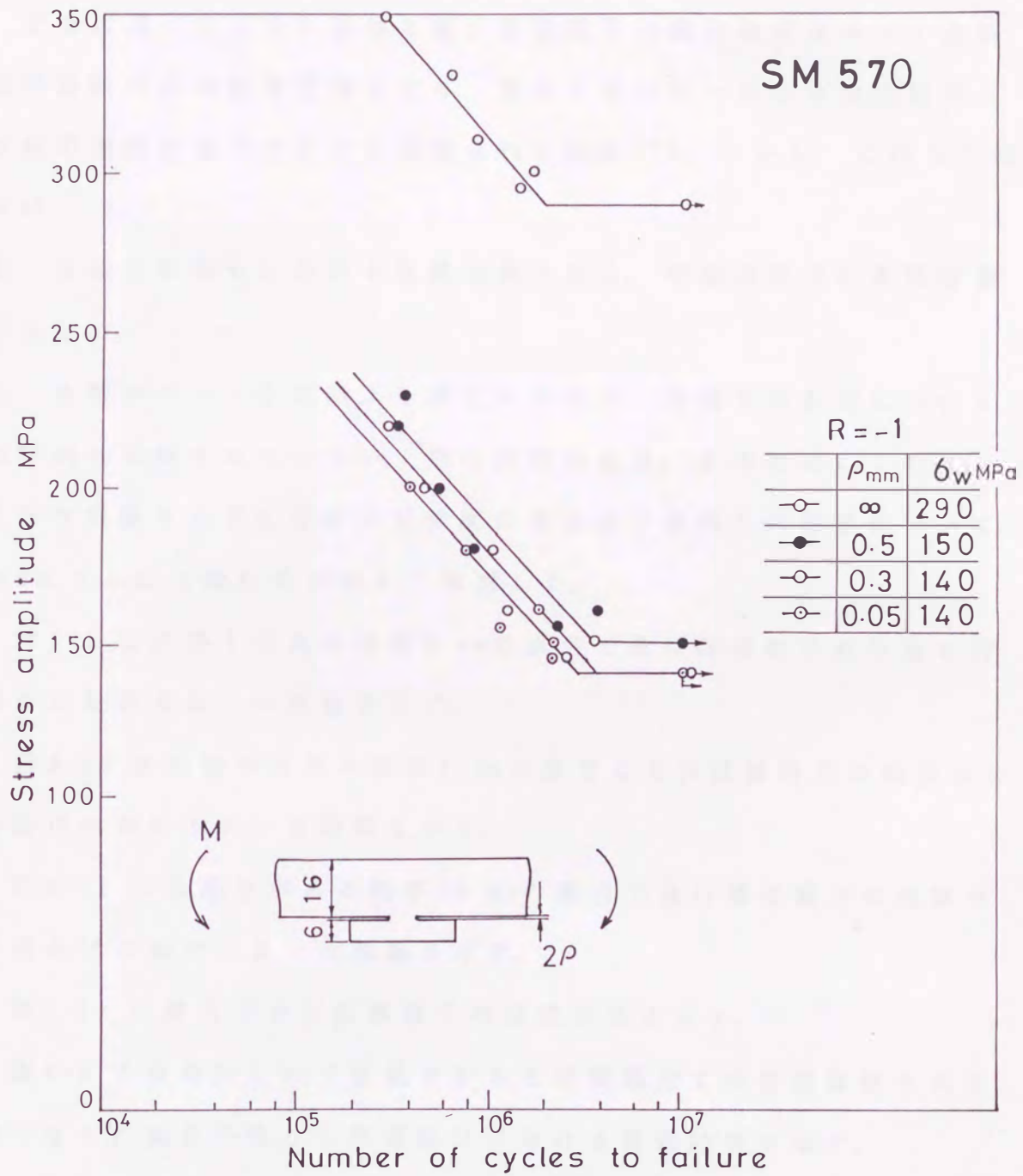


図 6-8 SM 570 模擬裏当て金付溶接継手の S - N 曲線 (板厚 16mm)

6-3 模擬裏当て金付溶接継手の引張りおよび曲げ疲労強度におよぼす余盛り形状の影響

すでに述べたように裏当て金付溶接継手の疲労強度はルート止端部が破断起点の危険箇所となり、裏当て金のない突合せ溶接継手より疲労強度が低下することが知られている⁽¹⁾。しかし、これらの結果は

- ① 片振り引張りにおける実験結果であり、平面曲げでの実験結果ではない。
- ② き裂がルート止端部より発生するため、余盛りの影響について力学的に考察されていない、等の問題がある。そのためここでは、片振り引張りとは平面曲げ疲労強度におよぼす余盛りの影響について、FEMによる応力解析を併用して検討した。

図6-9 に余盛りがある板厚6 mmの裏当て金付溶接継手の片振り引張りにおけるS-N曲線を示す。

図6-10 に余盛りがある板厚6 mmの裏当て金付溶接継手の両振り平面曲げにおけるS-N曲線を示す。

図6-11 に余盛りがある板厚16 mmの裏当て金付溶接継手の両振り平面曲げにおけるS-N曲線を示す。

図6-12 に裏当て金付溶接継手の疲労破面を示す。

表6-3 に板厚が6 mmで余盛りがある模擬裏当て金付溶接継手の主要寸法と片振り引張りとは平面曲げにおける実験結果を示す。

表6-4 に板厚が16 mmで余盛りがある模擬裏当て金付溶接継手の主要寸法と平面曲げにおける実験結果を示す。

表6-3, 6-4の $\sigma_{w.c.s.}$ は3章の式(I)および(II)より求めたものである。その際の式(I)における $\sigma_{m.x}$ の値は図3-11より引張りで

297 MPa, 式 (II) における σ_0 の値は平面曲げで 272 MPa (図 3-9) である。



図 3-9 平面曲げによる疲労強度の低下 (式 (II) の場合)

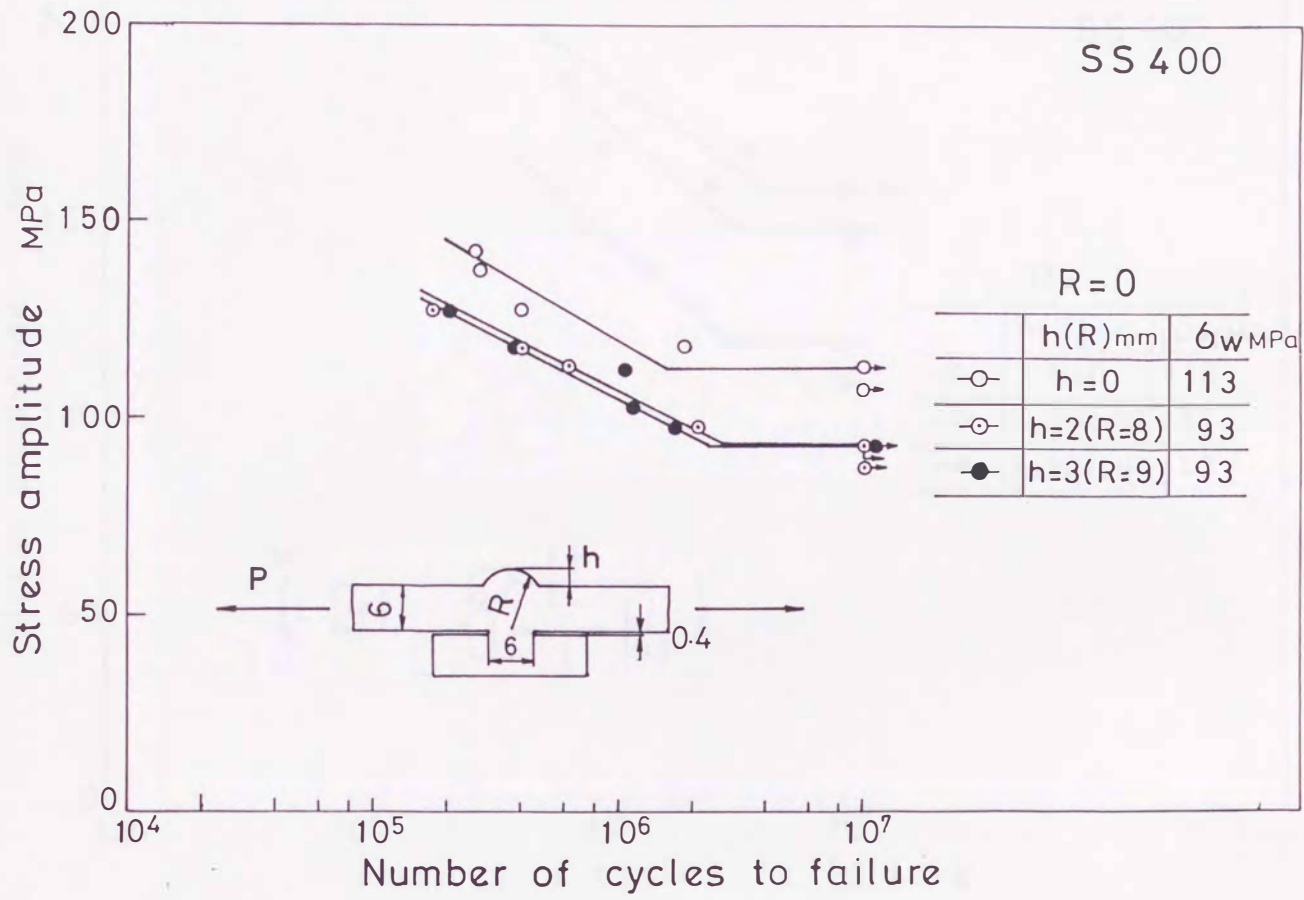


図 6-9 模擬裏当て金付溶接継手の片振り引張り
における S - N 曲線 (板厚 6 mm)

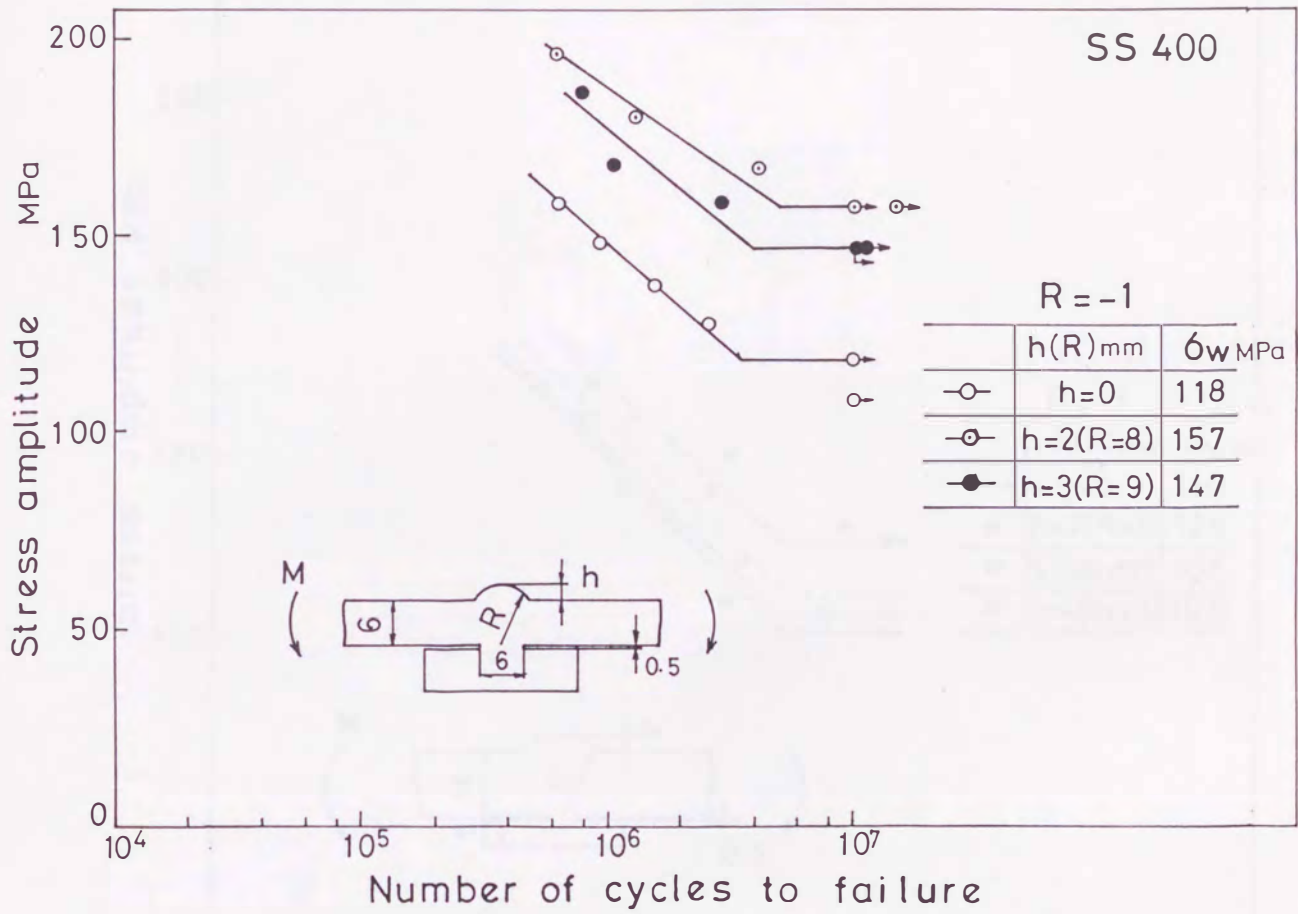


図 6-10 模擬裏当て金付溶接継手の両振り曲げ
 における S - N 曲線 (板厚 6 mm)

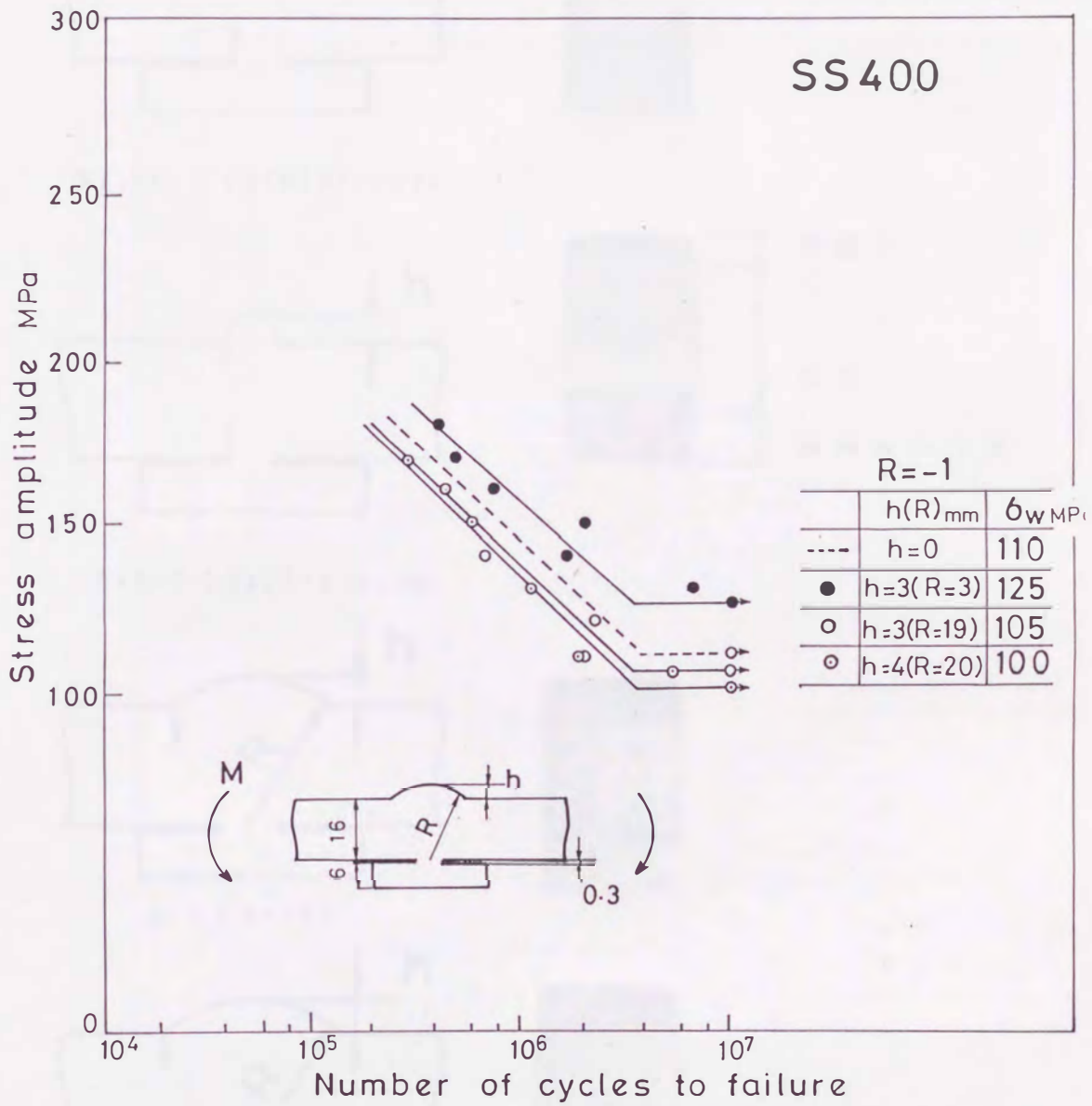
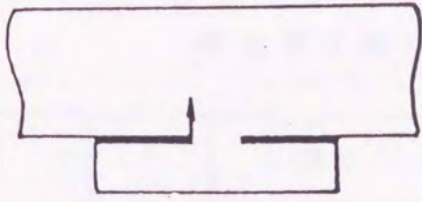
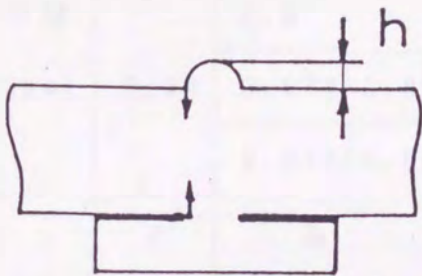


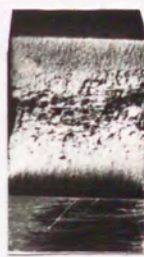
図 6-11 模擬裏当て金付溶接継手の両振り曲げ
 における S - N 曲線 (板厚 16 mm)



Without reinforcement



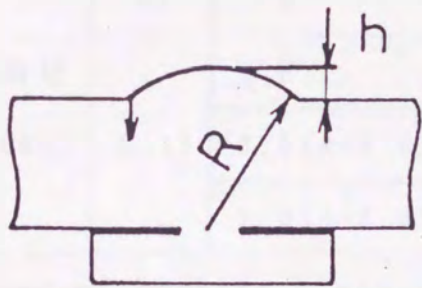
$h=R=3$ (Half-circle)



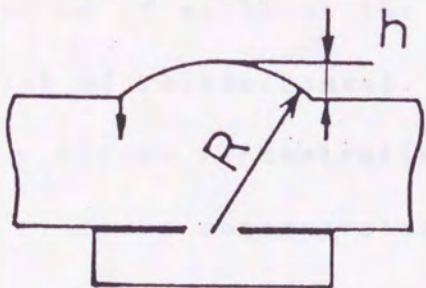
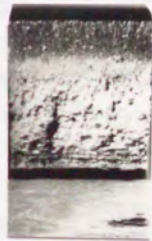
余盛り

破面

模擬裏当て金



$h=3$ ($R=19$)



$h=4$ ($R=20$)



10 mm

図 6-12 模擬裏当て金付溶接継手の疲労破面

表 6-3 余盛り付模擬裏当て金付溶接継手

の主要寸法と実験結果

	ρ mm	h mm	α_t	σ_w MPa	σ_{wcal} MPa	$\frac{\sigma_w}{\sigma_{wcal}}$
片振り引張 (板厚 6mm)	∞	0	1.00	157		
	0.20	0.0	2.95	113	101	1.12
		2.0 (R=8.0)	3.52	93	84	1.11
		3.0 (R=9.0)	3.74	93	79	1.18
	ρ mm	h mm	$\alpha \mid_{\rho=\rho_0}$	σ_w MPa	σ_{wcal} MPa	$\frac{\sigma_w}{\sigma_{wcal}}$
両振り曲げ (板厚 6mm)	∞	0	1.00	210		
	0.25	0	2.32	120	117	1.01
		2.0 (R=8.0)	1.80	157	153	1.03
		3.0 (R=9.0)	---	147	---	---

Thickness of backing strip : 6 mm Root opening : 6 mm

 ρ : radius of notch at the toe of root

h : high of reinforcement

 α_t : stress concentration factor under tension $\alpha \mid_{\rho=\rho_0}$: stress concentration factor at the branch point
under bending σ_w : experimental fatigue limit σ_{wcal} : calculated fatigue limit based on equations (I) or
(II)

表 6-4 余盛り付模擬裏当て金付溶接継手の主要寸法と平面曲げ実験結果

	ρ mm	h mm	$\alpha _{\rho=\beta}$	σ_w MPa	σ_{wcal} MPa	$\frac{\sigma_w}{\sigma_{wcal}}$
両振り曲げ (板厚 16mm)	∞	0	1.00	210		
	0.30	0	2.42	110	111	0.99
		3.0 (R=19)	2.46※	105	110	0.95
		4.0 (R=20)	2.58※	100	105	0.95
		3.0 (半円)	2.36	125	115	1.09

※ at the toe of reinforcement

Thickness of backing strip : 6.0 mm Root opening : 6.0 mm

ρ : radius of notch at the toe of root

h : high of reinforcement

$\alpha|_{\rho=\beta}$: stress concentration factor at the branch point

σ_w : experimental fatigue limit

σ_{wcal} : calculated fatigue limit based on equations (I)

or (II)

余盛りが無い模擬裏当て金付溶接継手では、疲労限度 σ_w は片振り引張りで113 MPa、曲げでは118 MPaであるが、余盛り有りの場合片振り引張りで、余盛り高さ2.0と3.0 mmではともに90 MPaと減少している。一方曲げでは、余盛り高さ2.0と3.0 mmでは疲労限度はそれぞれ157と147 MPaで、余盛りが無い継手よりかえって増加している。これは、引張りでは余盛りによる断面積の増加が曲げ応力を発生させるため（偏芯荷重が加わることにより生じたものである）ルート部の応力集中係数が増加することが多く、それに伴って疲労強度が低下するが、曲げでは余盛りによる断面積の増加が継手の剛性を増し、ルート部の応力集中係数を減少させ、それに伴って疲労強度が上昇するためと言える。このように、裏当て付溶接継手における余盛りの存在は、負荷様式が変われば異なる疲労挙動を示す。なお、余盛り高さ2 mmの継手の破断起点はルート部であったが、余盛り高さ3 mmの継手では、余盛り止端部であった。破断起点が余盛り止端部の場合、疲労限度は147 MPaと余盛り無しのものよりまだ高いが、条件によっては疲労限度は余盛り無しのものよりかえって低下することもあり得る。このことをさらに検討したのが板厚16 mmで行った模擬裏当て金付溶接継手の実験結果（図 6-11および表 6-4）である。h=3 (R=3) の継手の疲労限度は余盛り無しの継手のそれより高い、h=3 (R=19) と h=4 (R=20) の継手のそれは余盛り無しそれより低く、h=4 (R=20) の継手のそれが最も低い。この現象は破断起点となる危険箇所の応力集中と関連している。

疲労強度が低下したh=3 (R=19) と h=4 (R=20) mmの継手の破断起点は余盛り止端部である。疲労強度が高いh=3 (R=3) mmの継手は主にルート止端部が破断起点である（この場合、破断起点はルート部

と余盛り止端部の両方であるが、破面の様相から一次破断起点はルート部と推定された)。このような場合、ルート止端部の切欠き半径は $\rho = 0.3 \text{ mm} > \rho_0$ であるため式(II)より $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ が重要である。

表4-5は余盛り形状の相違が裏当て金付溶接継手の疲労限度を支配する応力集中係数 $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ におよぼす影響を検討するため、ルート部と余盛り止端部の $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ を示したものである。

ルート部の $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ は余盛りの存在によっていずれの継手においても余盛り無しのそれより小さくなっており、 $h=4$ ($R=20$) mmの継手のそれが最も小さい。また、余盛り止端部の $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ は $h=3$ ($R=19$) と $h=4$ ($R=20$) mmの継手において余盛り無しの継手のルート部のそれを上まわっている。これらのことから、裏当て金付溶接継手の曲げ疲労試験では、余盛りの存在はルート部の応力集中係数を低下させるので、破断につながるき裂がルート部より発生する限り疲労強度に有効に作用するが、破断起点となる危険箇所が余盛り止端部である場合はかえって疲労強度を低下させることがある。

6-4 結言

模擬裏当て金付溶接継手の応力集中と疲労限度との関係を提案した溶接継手の理論に基づいて検討した。本実験の範囲で得られた結果は次の通りである。

裏当て金付溶接継手においてルート部が破断起点の危険箇所であれば、

- (1) ルート止端部の切欠き半径 ρ が $\rho \leq \rho_0$ のとき、継手の疲労限度は切欠きの鋭さに無関係な値となる。これは継手の疲労限度を支配しているルート部の応力集中係数 $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ の値を通じて式 (II) より説明できる。
- (2) 疲労限度におよぼすルート止端部の切欠きの鋭さの影響は鋼種によって差異がある。SS 400とSM 570を比較した場合、SM 570の方が切欠きに敏感である。この現象は、SM 570の ρ_0 の値がSS 400のそれより小さいことから説明できる。
- (3) 疲労強度におよぼすルート間隔の影響は、板厚 t との関係で言えば、 $0 < r \leq 1.33t$ の範囲では、ルート間隔 r が狭いほど、ルート部の応力集中係数 $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ を軽減し、継手の疲労強度を高める。
- (4) 疲労強度におよぼす裏当て金厚さの影響は、板厚 t にも依存し、 $0 < d \leq 1.0t$ の範囲では、裏当て金厚さ d が薄いほど、ルート部の応力集中係数 $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ を減少させ、疲労強度を高める。
- (5) 疲労強度におよぼす余盛りの影響は、引張りと曲げでは異なる。

引張りの場合

余盛りの存在は、曲げ応力を発生させるため、ルート部の応力集中係数を増加させ、継手の疲労強度を低下させる。

曲げの場合

余盛りの存在は継手の剛性を増し、ルート部の応力集中を減少させるので、破断起点がルート部である限り疲労強度を高めるが、破断起点が余盛り止端部である場合は、疲労強度をかえって低下させることがある。

(6) 模擬裏当て金付溶接継手の疲労限度は線形切欠き力学から求めた3章の式(Ⅰ)および(Ⅱ)より評価できる。

6 - 5 参考文献

- (1) T.R. Gurney 著, 鶴田, 善利, 訳, 溶接構造の疲れ (1973)
48, 産報
- (2) 山内, 佐藤, 溶接学会論文集, 3-3 (1985), 640

第 7 章

突合せ溶接継手および裏当て 金付溶接継手の曲げ疲労強度

本章では、実際の突合せ溶接継手の曲げ疲労強度を模擬突合せ溶接継手で得られたそれと比較し、提案した理論の有効性を検討する。さらに、溶接継手の疲労強度を改善するために行ったTIG処理の有効性についても同様の立場から検討する。

7 - 1 緒言

すでに述べたように溶接継手の疲労強度の低下が、主に余盛り形状に基づく応力集中であり、最大応力によって評価されている。5章および6章の模擬突合せ溶接継手および裏当て金付溶接継手では、溶接継手を一種の切欠き材と見なし、切欠き材の疲労特性から溶接継手の疲労限度が評価できることを明らかにした。その結果によれば、破断起点となる危険箇所の切欠き半径 ρ が停留き裂の存在限界である分岐点でのそれより小さい($\rho < \rho_0$ の)場合、溶接継手の疲労限度は切欠きの鋭さには無関係であり、応力集中係数 $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ が重要であること。言い換えれば、溶接形状(余盛り幅、余盛り角および余盛り高さ等)がいかに $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ に影響するかによつて疲労限度が決まることを明らかにした。しかし、入熱の影響による材質変化や複雑に変化する形状を有する実際の溶接の疲労強度が形状を模擬した溶接継手から得られた結論と同一になるとは限らない。このため、実際の溶接継手においてもその疲労挙動を検討する必要がある。ここでは、主に下記の二点において検討する。

- 1 溶接条件を種々に変えたSM 490 突合せ溶接継手および裏当て金付溶接継手の溶接形状と疲労強度との関係の検討
- 2 SS 400とHT 780 突合せ溶接継手の疲労強度と疲労強度改善のために行ったTIG処理(溶接後TIG溶接で止端部を再溶融し形状を滑らかにする)の有効性の検討

7 - 2 溶接継手の試験片とSM 490 突合せ溶接継手および裏当て金付溶接継手の曲げ疲労強度

軟鋼と比較して切欠きに敏感であると言われているSM490を表2-1に示す溶接条件で溶接し、平面曲げ疲労試験を行った。試験片は、突合せ溶接継手では、溶接まま、裏波ビード削除、表ビード削除および両面ビード削除のもの4種類とし、裏当て金付溶接継手では、溶接ままおよび表ビード削除のもの2種類とした。

表7-1に突合せ溶接継手の溶接条件と疲労限度を示す。

表7-2に裏当て金付溶接継手の溶接条件と平面曲げ疲労限度を示す。

図7-1に溶接継手のマクロ写真を示す。

図7-2に溶接条件（接合方法）の相違による余盛りの形状を拡大投影機器で測定した例を示し、その平均値を表7-3に示す。

実際の溶接継手の疲労強度を求める試験片は、すでに図3-3で説明したが〔図3-3-5（Ⅷ）～（Ⅹ）〕、改めて図7-3に示す。7-3（Ⅰ）はSS 400とHT 780の疲労試験用であり、（Ⅱ）および（Ⅲ）はSM 490の疲労試験用である。

図7-4(a)に母材および両面ビードを削除した突合せ溶接継手の平面曲げにおけるS-N曲線を示す。

図7-4(b)に突合せ溶接継手で、母材およびルート間隔を変えた溶接ままの継手の平面曲げにおけるS-N曲線を示す。

図7-4(c)に突合せ溶接継手で、母材およびルート間隔が2.5 mmの継手の平面曲げにおけるS-N曲線を示す。

図7-5に裏当て金付接継手で余盛りを削除した継手とルート間隔を変えた継手の平面曲げにおけるS-N曲線を示す。

表 7-1 裏当て金のない突合せ溶接継手の溶接条件と曲げ疲労限度

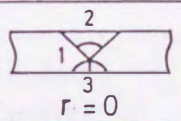
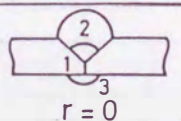
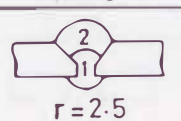
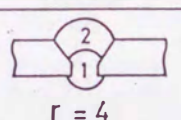
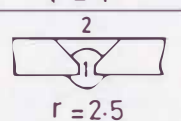
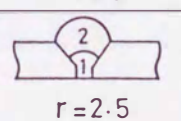
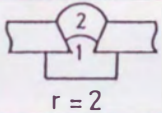
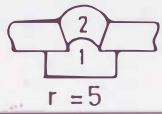
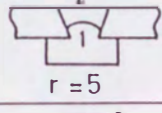

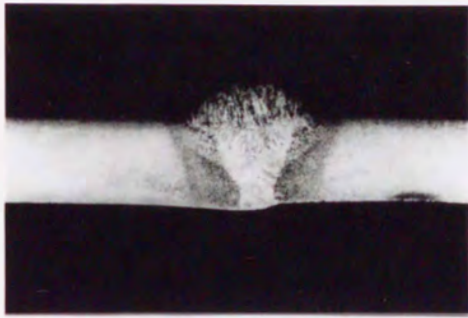
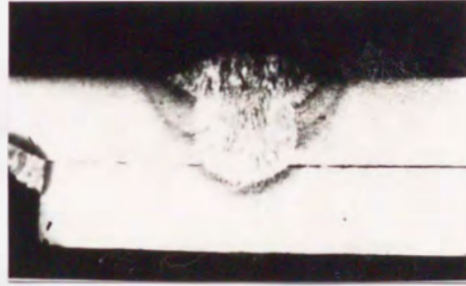
Specimen No.	Welding sequence	Welding current (A)	Fatigue limit (MPa)	Remark	
Base metal			235		
Welding material (No baking weld)	1		140~145	235	Back air gauging Finished reinforcement and root bead
	2		135~150	176	As welded
	3		100~140	196	"
	4		70~140	196	"
	5		100~140	196	Finished reinforcement
	6		105~150	176	Finished root bead

表 7-2 裏当て金付溶接継手の溶接条件と曲げ疲労限度

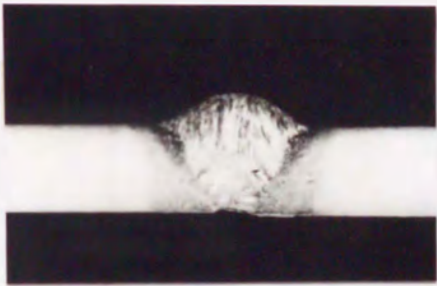
Specimen No.	Welding sequence	Welding current (A)	Fatigue limit (MPa)	Remark
Welding material (Backing weld)	 r = 2	170 ~ 160	206	As welded
	 r = 5	..	196	..
	 r = 5	170	147	Finished reinforcement
	 r = 8	165	196	As welded



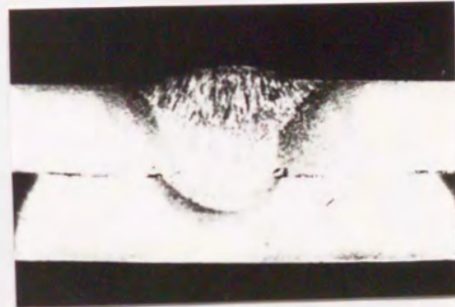
Root opening $r=0$ mm



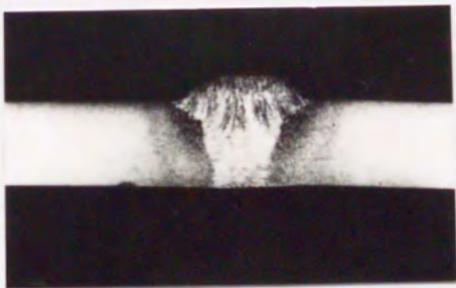
Root opening $r=2.0$ mm



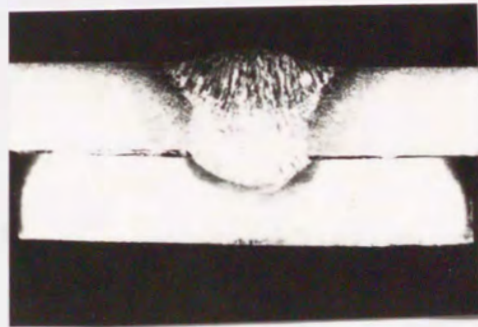
Root opening $r=2.5$ mm



Root opening $r=5.0$ mm



Root opening $r=4.0$ mm

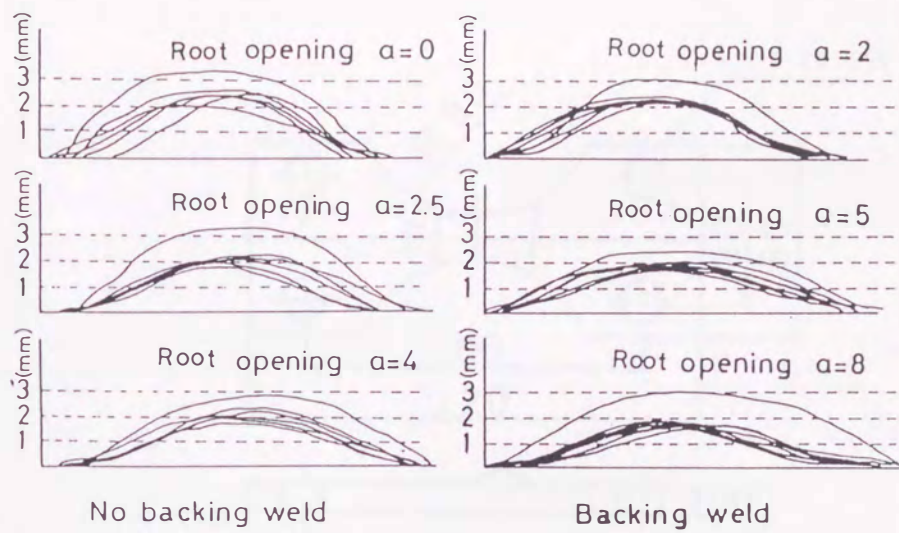


Root opening $r=8.0$ mm

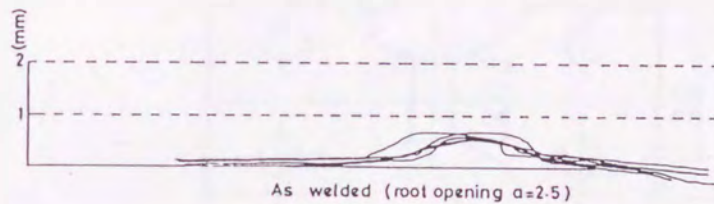
(a) 突合せ溶接継手

(b) 裏当て金付溶接継手

図 7-1 溶接継手のマクロ断面



余盛り（表ビード）の形状

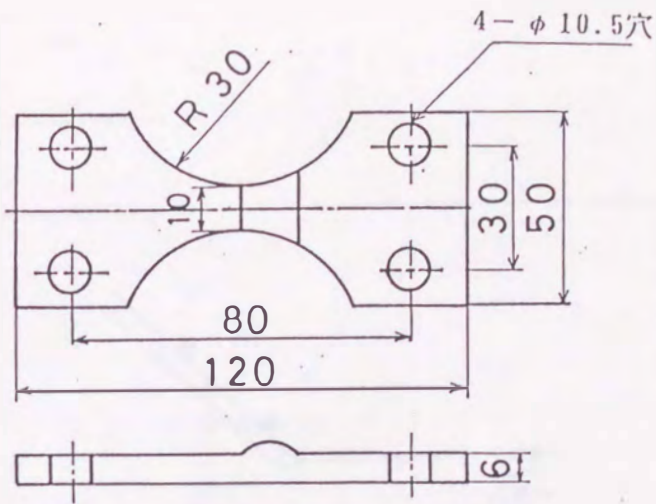


裏ビードの形状

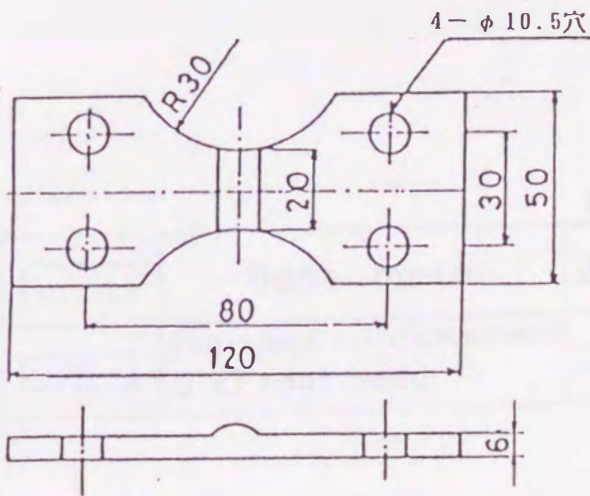
図 7-2 溶接条件の相違による余盛りの形状

表 7-3 溶接条件の相違による溶接部形状の平均値

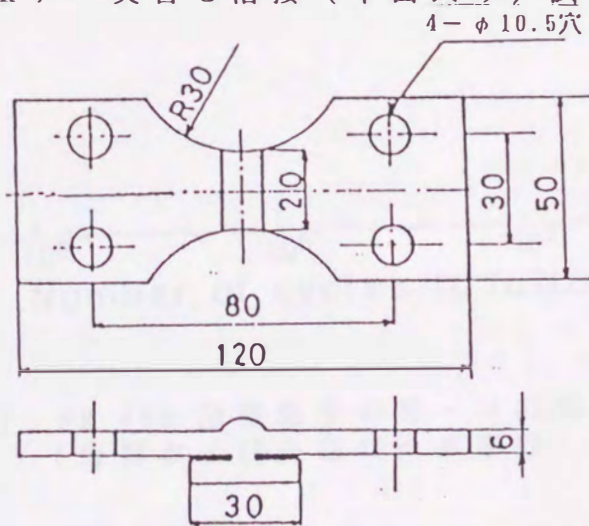
	ルート間隔 mm	余盛り高さ mm	余盛り角 度	余盛り幅 mm
裏当て金 無し	0	2.60	34.3	12.8
	2.5	2.26	27.9	12.7
	4.0	2.14	25.7	13.0
裏当て金 有り	2.0	2.38	28.8	13.3
	5.0	1.98	22.8	14.2
	8.0	1.93	21.9	15.4



(I) 突合せ溶接 (平面曲げ) 試験片



(II) 突合せ溶接 (平面曲げ) 試験片



(III) 裏当て金付突合せ溶接 (平面曲げ) 試験片

図 7-3 疲労試験片

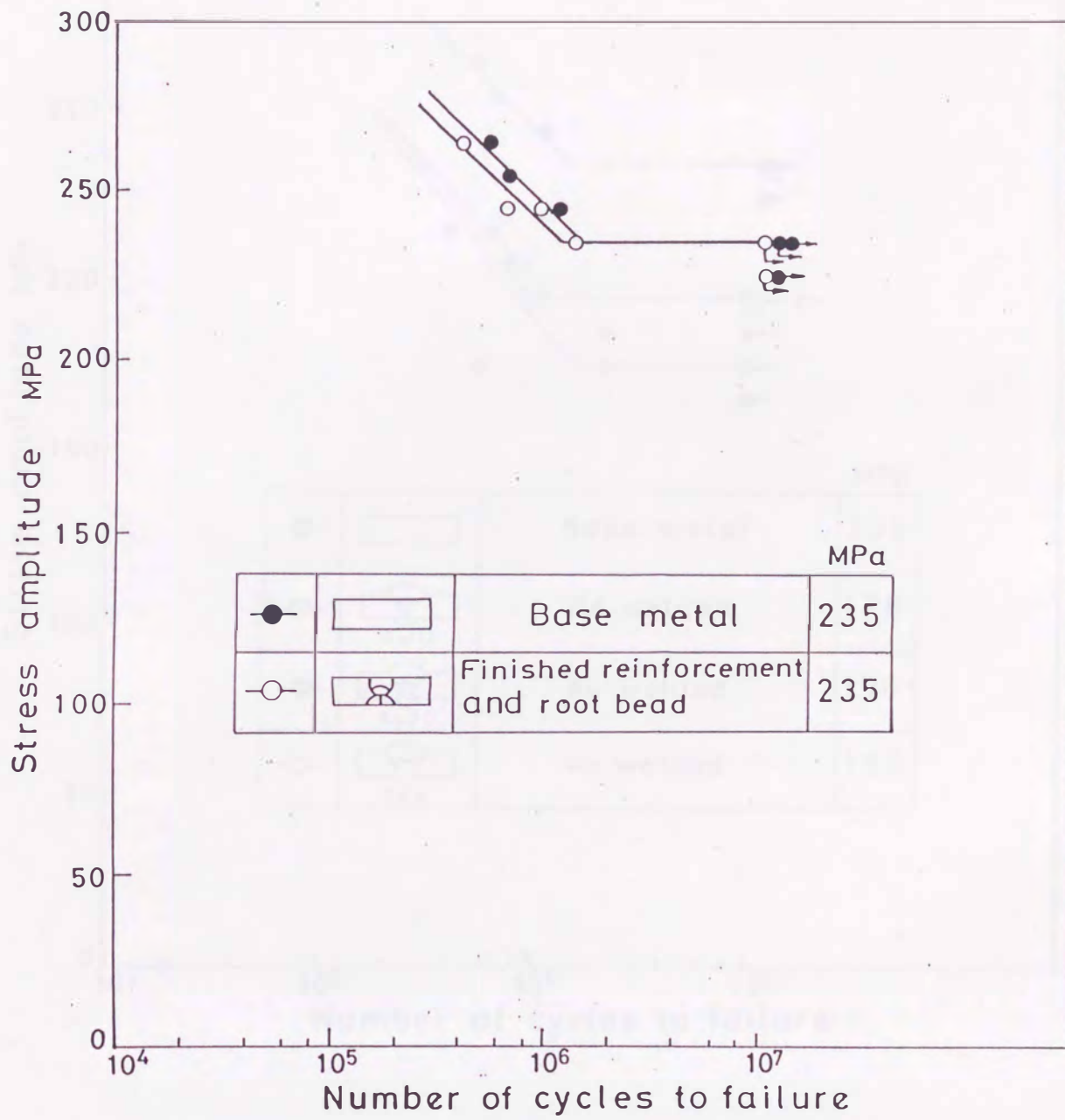


図 7-4 (a) SM 490 溶接継手の S-N 曲線
(母材および両面ビード削除)

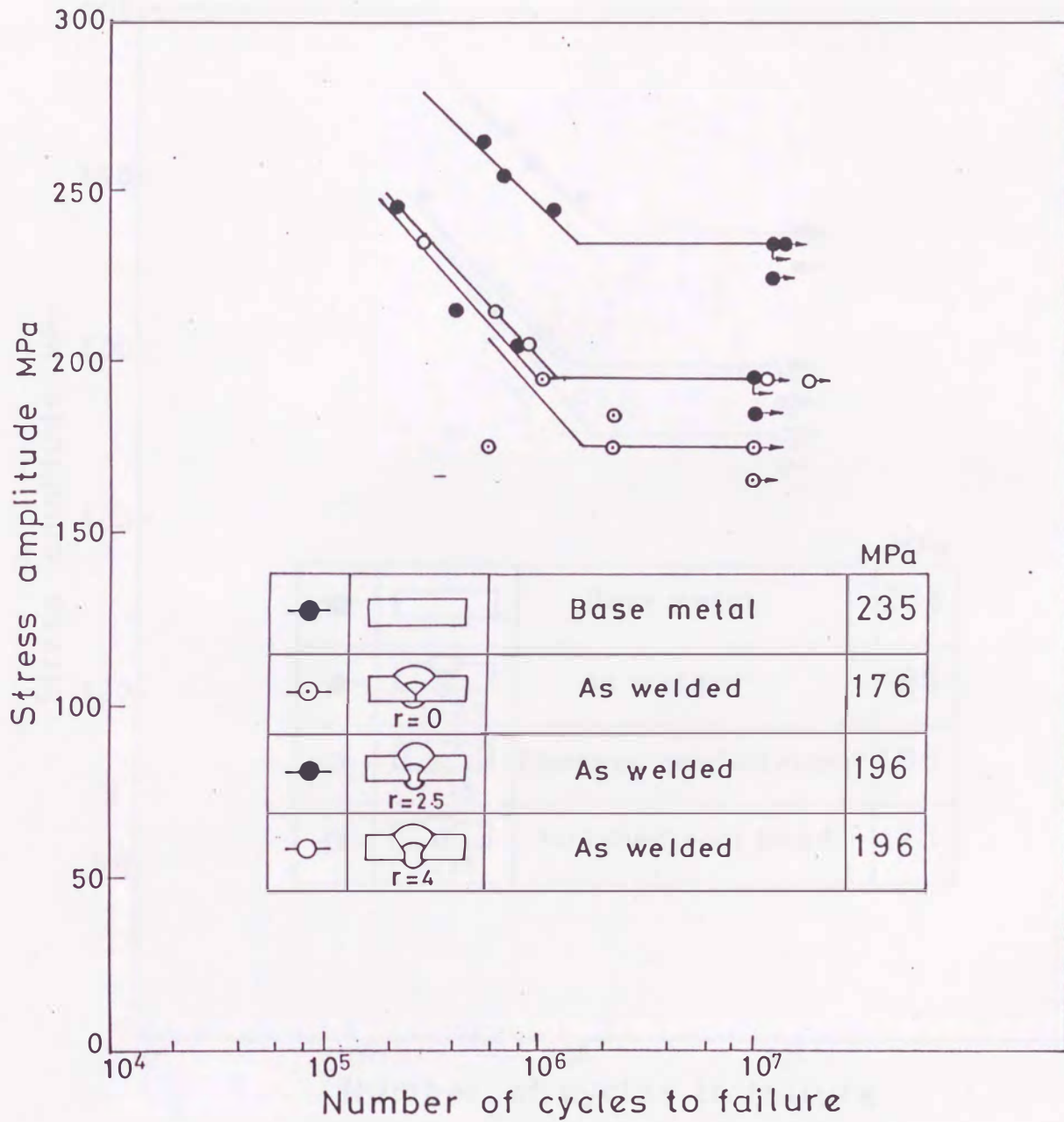


図 7-4(b) SM 490 溶接継手の S - N 曲線
 (母材およびびルート間隔を変えた溶接継手)

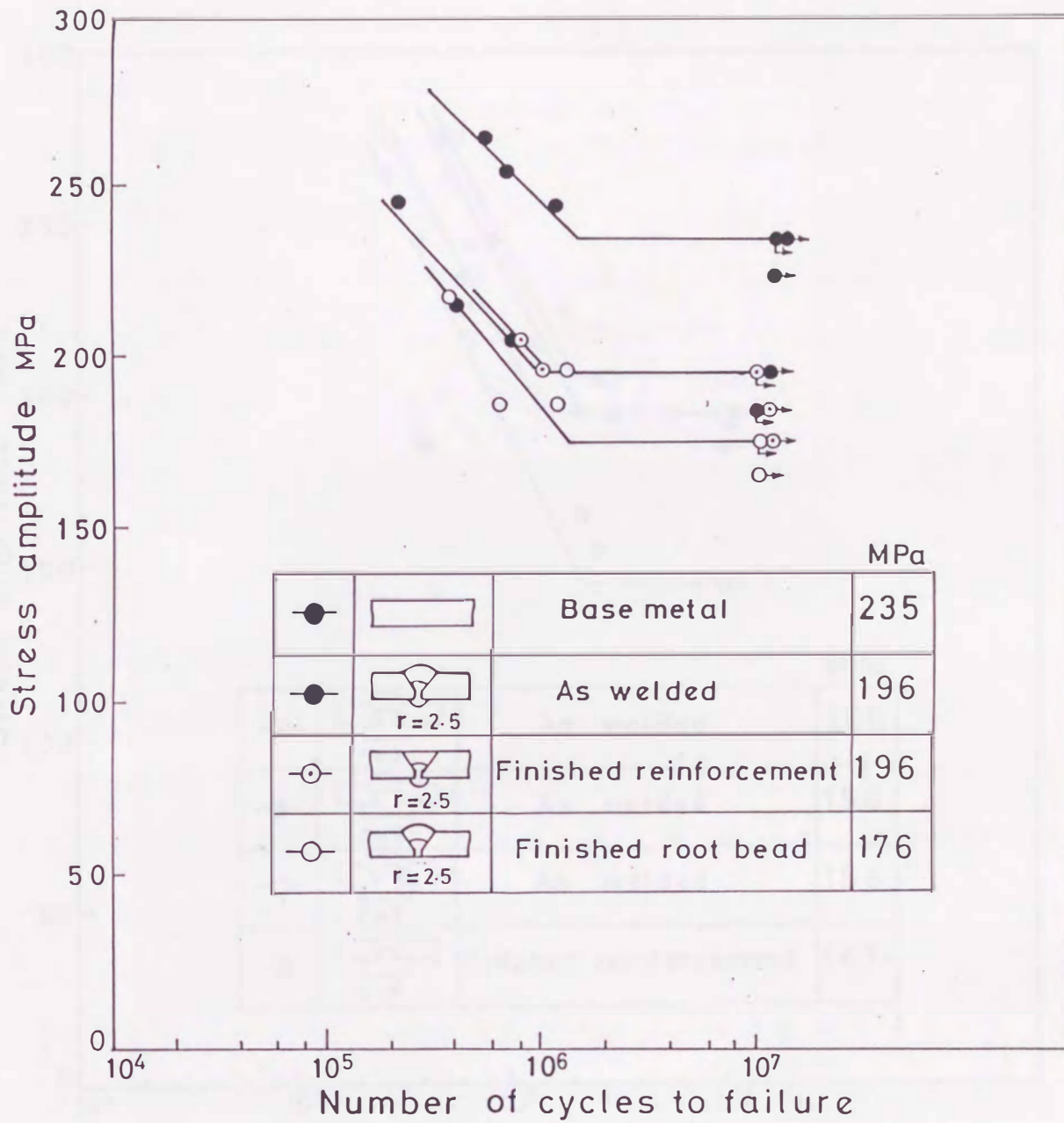


図 7-4(c) SM 490 溶接継手の S - N 曲線
 (母材およびルート間隔が 2.5mm の溶接継手)

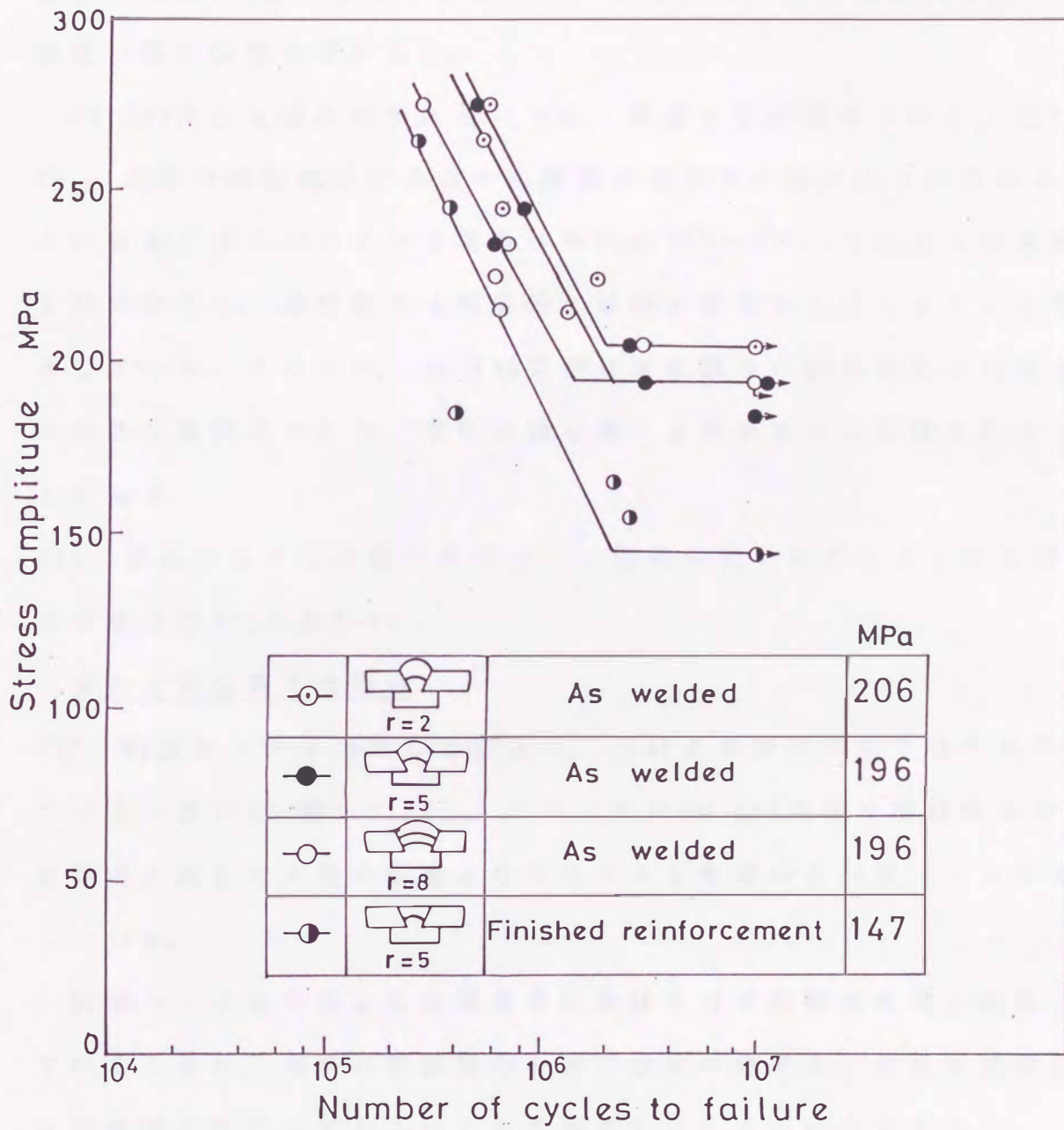


図 7-5 裏当て金付 SM 490 溶接継手の S - N 曲線

余盛り幅は、この溶接条件のもとでは、ルート間隔にかかわらず板厚のほぼ1.5倍を越えているので、継手の応力集中係数はほとんど余盛り幅の影響を受けない。

SM 490突合せ溶接継手においても、停留き裂が観察される(図7-6)。実際の溶接継手の余盛り止端部の切欠き半径は大きい値から小さい値までばらついている場合が多いが^{(1)~(6)}、このような停留き裂の存在は、溶接継手は局所的には鋭い切欠きと見なせることを示している。このため、SM 490突合せ溶接継手の疲労限度は切欠きの鋭さに無関係であり、主に余盛り高さや余盛り角に影響されることになる。

(1) 余盛り高さや余盛り角はルート間隔が狭いほど大きくなる傾向を示す(図7-2と表7-3)。

突合せ溶接継手の場合

(2) 両面ビードを削除した継手は、母材とほぼ同程度の強さを持っている[表7-1と図7-4(a)]。このことはSM 490突合せ溶接継手の疲労強度に対して入熱の影響より形状による影響の方が強いことを示している。

両面ビードを削除した溶接継手が母材とほぼ同程度の強さを持っていることは、実際の溶接継手の疲労強度の研究を、形状を模擬した溶接継手で行ってもよいことの根拠を与えるものと言える。

(3) ルート間隔 r が0から2.5 mmと広がるほど継手の疲労強度が高くなる傾向を示す[表7-1と図7-4(b)]。

SM 490溶接継手の余盛り止端部は分岐点の切欠き半径より小さいので、溶接継手の疲労強度は応力集中係数 $\alpha \mid_{\rho=\rho_0}$ が問題となるが、それは余盛り高さが高く、余盛り角が大きいほど大きい。したがっ

て、溶接ままの継手の疲労限度は、板厚が一定なら(1)の事実を反映して、ルート間隔が狭い方が応力集中係数が大きくなり、それに伴って疲労強度が低下したものと言える。

(4) ルート間隔 r が 2.5 mm の一定の溶接ままの継手、表ビードを削除した継手および裏波ビードを削除した継手の疲労強度を比較すれば、溶接ままの継手と表ビードを削除した継手の疲労強度がほぼ同じ強度レベルで高く、裏波ビードを削除した継手が最も低い [図 7-2 と 図 7-4 (C)]。これは余盛りの加工法の違いが疲労強度に影響したと言える。余盛りは、ルート間隔が一定（でかつ同一作業員で同一溶接条件）のため、ほぼ同じ形状と考えられる。このことから、余盛りを削除した継手の $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ は裏波ビードを削除した継手のそれより小さくなるため、余盛りを削除した継手の疲労強度が裏波ビードを削除した継手のそれより高くなる。溶接ままの継手は断面積の増加が有効に作用したため表および裏波ビードを削除した継手に比べ疲労強度が高くなったものと言える [図 7-4 (c)]。

裏当て金付溶接継手では

(5) ルート間隔が狭いほど疲労強度が高い (図 7-5 と 表 7-2)。これは曲げの場合、破断起点となる危険箇所が、ルート部である限り余盛りによる断面積の増加が有効に作用し、ルート部の応力集中係数 α を軽減させるので、余盛り高さが高くなる接合方法の継手の疲労強度が一番高くなったと思われる。図 7-5 では、ルート間隔 $r = 5$ および 8 mm の継手の疲労限度は 196 MPa と差がないが、S-N 曲線の傾向を全体的に考慮すればこうした議論が成り立つものと思われる。

(6) 模擬突合せ溶接継手と実際の SM 490 突合せ溶接継手の疲労試験の結果から、溶接形状と疲労強度との関係を整理すれば、表 7-4 およ

び7-5のようになる。

表 7-4 突合せ溶接継手の疲労強度と余盛り形状

余盛り形状	引張り	曲げ
止端部切欠き半径 ρ	<p>一般に $\rho < \rho_0$ であり, 切欠き半径の鋭さに無関係である。 $\alpha \mid_{\rho=\rho_0}$ が重要である。 ρ_0 が小さいと σ_w の低下率が大きい。</p>	
余盛り角 θ	<p>$0 < \theta < 60^\circ$ の範囲では, θ に比例して α が大となり, 疲労限度 σ_w が低下する。 $\theta > 60^\circ$ では, θ の影響はなくなる。</p>	
余盛り幅 w	<p>$0 < w < 1.0t$ (t 板厚) で w に比例して α が大となり σ_w が低下する。 $w > 1.0t$ で w の影響はなくなる。</p>	<p>$0 < w < 1.5t$ (t 板厚) で w に比例して α が大となり σ_w が低下する。 $w > 1.5t$ で w の影響はなくなる。</p>
余盛り高さ h	<p>$0 < h < 0.2t$ の範囲で h に比例して α が大となり σ_w が低下する。 $h > 0.2t$ で h の影響はなくなる。</p>	<p>$0 < h < 0.5t$ の範囲で h に比例して α が大となり σ_w が低下する。 $h > 0.5t$ で h の影響はなくなる。</p>

表 7-5 裏当て金付溶接継手の疲労強度と溶接形状

溶接形状	引張り	曲げ
ルート止端部 切欠き半径 ρ	<p>一般に $\rho < \rho_0$ であり, 切欠き半径の鋭さに無関係である。 $\alpha _{\rho=\rho_0}$ が重要。 ρ_0 が小さいと σ_{w2} の低下率が大きい。</p>	
ルート間隔 r	<p>r が狭いほどルート部の $\alpha _{\rho=\rho_0}$ が低下する。 危険箇所がルート部である限り, σ_{w2} が上昇する。</p>	
裏当て金厚さ d	<p>d が薄いほどルート部の $\alpha _{\rho=\rho_0}$ が低下する傾向にある。危険箇所がルート部である限り, σ_{w2} が上昇する。</p>	
余盛り高さ h	<p>偏芯応力を発生させ, ルート部の $\alpha _{\rho=\rho_0}$ が増加, h が低いほどよいできれば削除する。</p>	<p>曲げ剛性が増加するため, 危険箇所がルート部でない限り h が高いほど $\alpha _{\rho=\rho_0}$ が低下。</p>

7-3 SS 400およびHT 780溶接継手の曲げ疲労強度と

TIG処理の有効性

溶接継手の疲労強度低下の原因は、これまで言われていた余盛り止端部の切欠きの鋭さに無関係に、分岐点における切欠き半径 ρ_0 の値に依存していることを示した。ここでは母材に比べて溶接継手の疲労強度が大幅に低下する高調力鋼溶接継手⁽⁸⁾⁽⁹⁾について、軟鋼溶接継手と比較して、疲労強度の低下が大きい原因と、疲労強度改善の効果が大きくコスト的にも安いTIG処理の有効性を応力比を変えて実験し、 ρ_0 の立場から検討した⁽¹⁰⁾~⁽¹³⁾。

溶接継手の疲労強度を改善する方法はこれまでに多くの方法が提案されておりその代表的例を表7.6⁽¹⁶⁾に示す。

溶接継手の疲労強度改善法は、破断起点となる危険箇所が余盛り止端部であることから、圧縮残留応力の付与および止端部の応力集中の緩和が有力である。そのなかで、特に溶接後処理法であるピーニングや再溶融法について多くの研究があり⁽¹⁰⁾~⁽¹⁶⁾、改善の効果があることが知られている。ここでは、溶接継手の疲労強度を改善させるため、余盛り止端部をTIG溶接により表3-3に示す条件で再溶融し、余盛り止端部を滑らかにして応力集中を緩和した継手の疲労強度を検討する。

図7-6にHT 780溶接継手の溶接ままの継手の疲労限度に発生した停留き裂を示す。

図7-7(a)に $R = -1$ におけるSS 400溶接継手のS-N曲線を示す。

図7-7(b)に $R = 0$ におけるSS 400溶接継手のS-N曲線を示す。

図7-8(a)に $R = -1$ におけるHT 780溶接継手のS-N曲線を示す。

図7-8(b)に $R = 0$ におけるHT 780溶接継手のS-N曲線を示す。

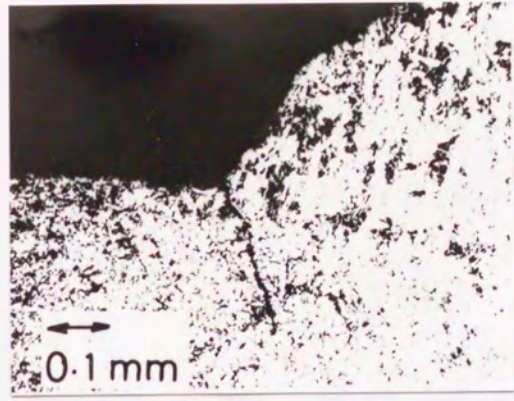
図7-9に溶接継手の疲労限度と平均応力の関係を示す。

図7-10にSS 400突合せ溶接継手の溶接ままとTIG処理した継手のマクロ写真を示す。

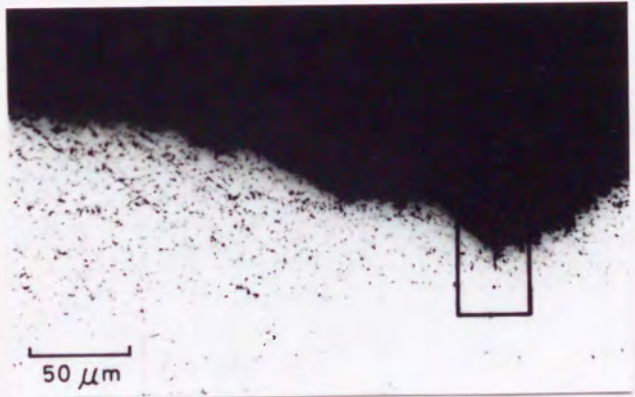
表7-7にSS 400とHT 780突合せ溶接継手の溶接ままとTIG処理した継手の余盛り形状因子の平均値をそれぞれ示す。

表 7-6 突合せ溶接継手の疲労強度向上法⁽¹⁶⁾

分類	目的	方法
溶接設計法	応力集中緩和	継手形式の選択
溶接施工法	応力集中緩和 余盛り止端部を滑らか "	電子ビーム溶接 化粧溶接 ガス溶接
溶接後処理	余盛り止端部の平滑化	機械的方法：切削研削
		再溶融法：TIG, レザ フラスマ
	圧縮残留応力の付与	機械的方法：予荷重 ショットピーニング ワイヤピーニング 熱的方法：局所加熱急冷



(a) SM 490溶接継手 (応力比 $R=-1$)



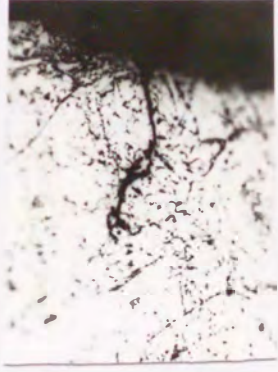
応力比 $R=-1$



左の拡大図



応力比 $R=0$



左の拡大図

(b) HT 780溶接継手

図 7-6 疲労限度の応力を 10^7 回繰返した場合の SM 490 および HT 780 溶接継試験片に観察された停留き裂の例

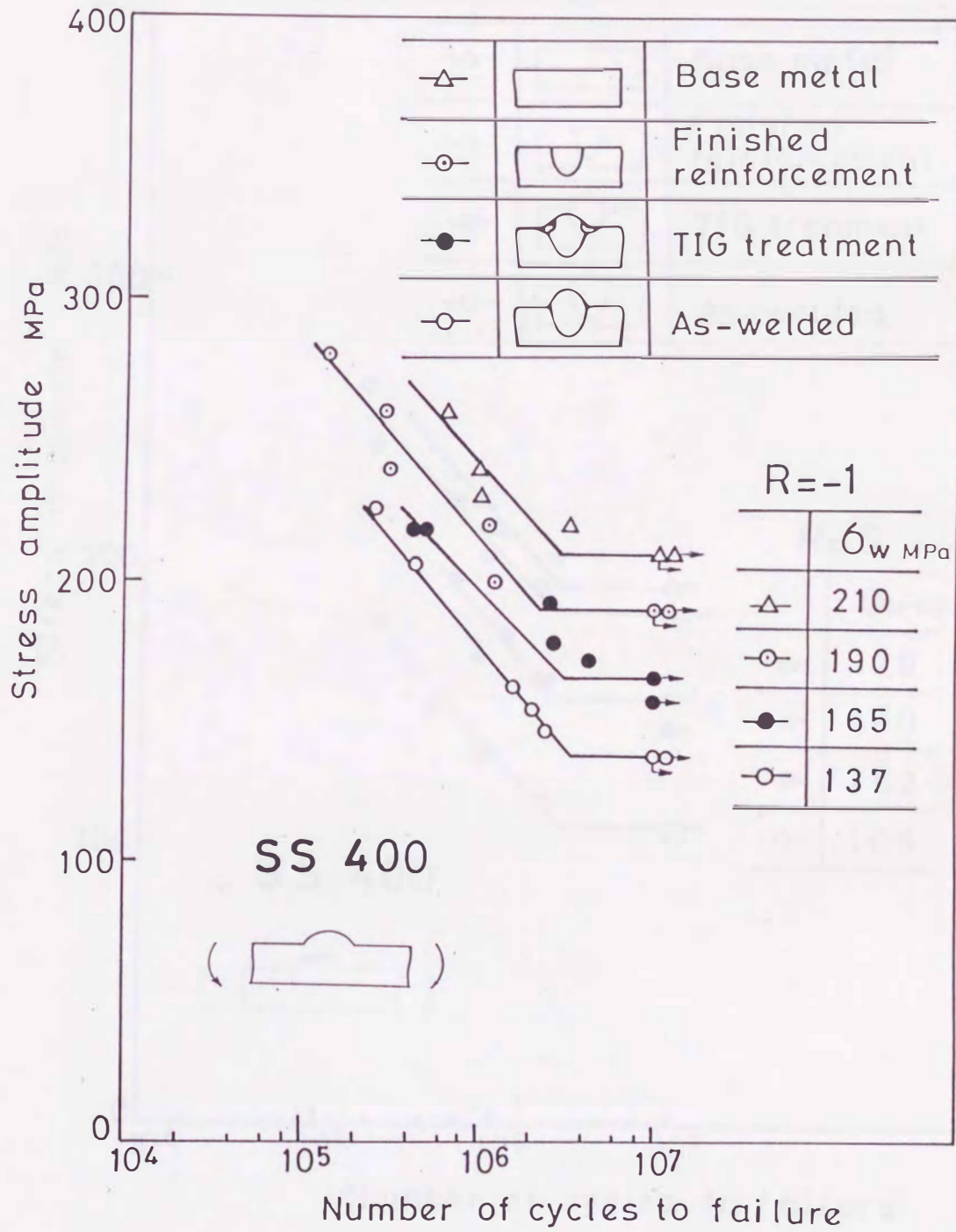


図 7-7 (a) SS 400 溶接継手の S - N 曲線 (R=-1)

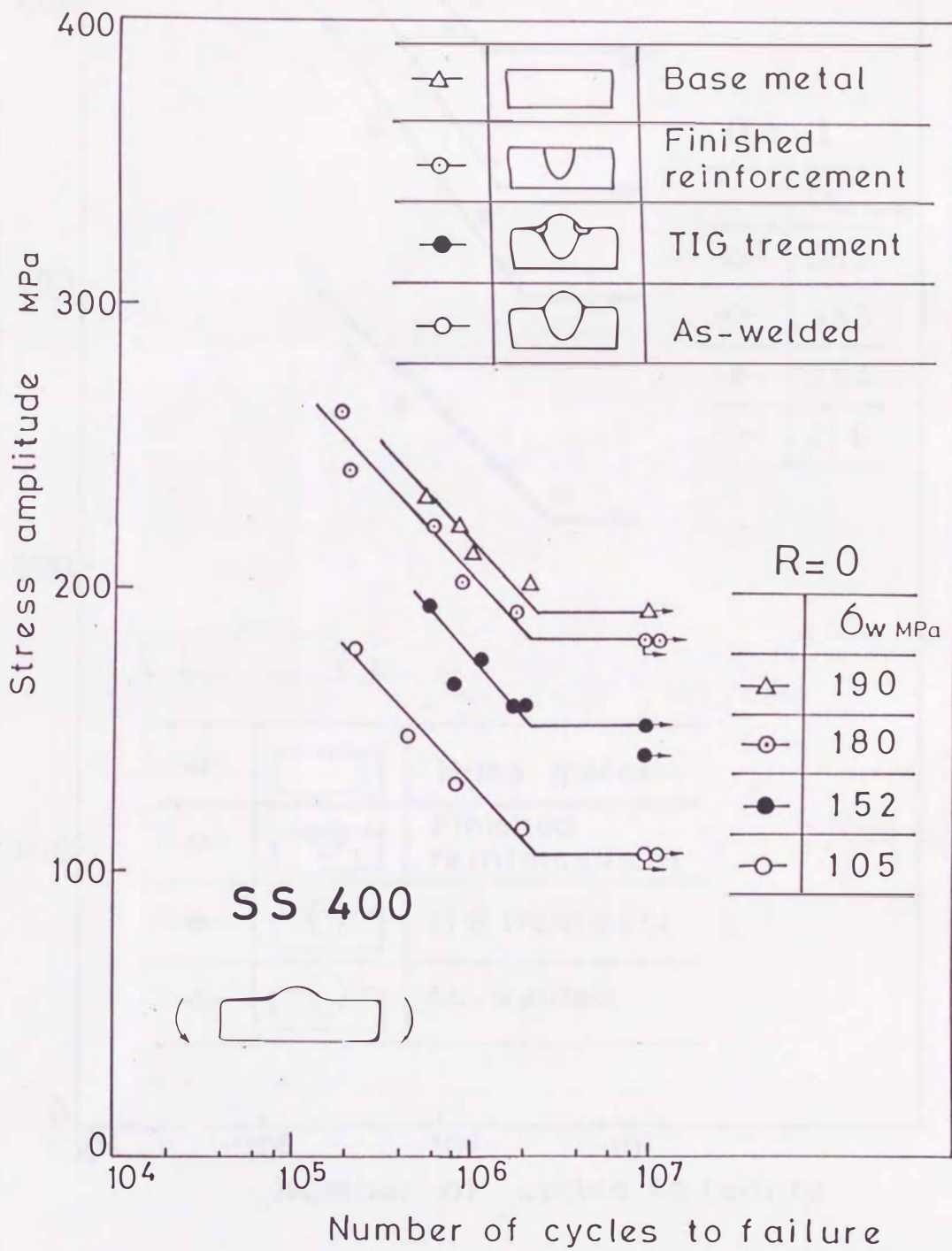


図 7-7 (b) SS 400 溶接継手の S - N 曲線 (R=0)

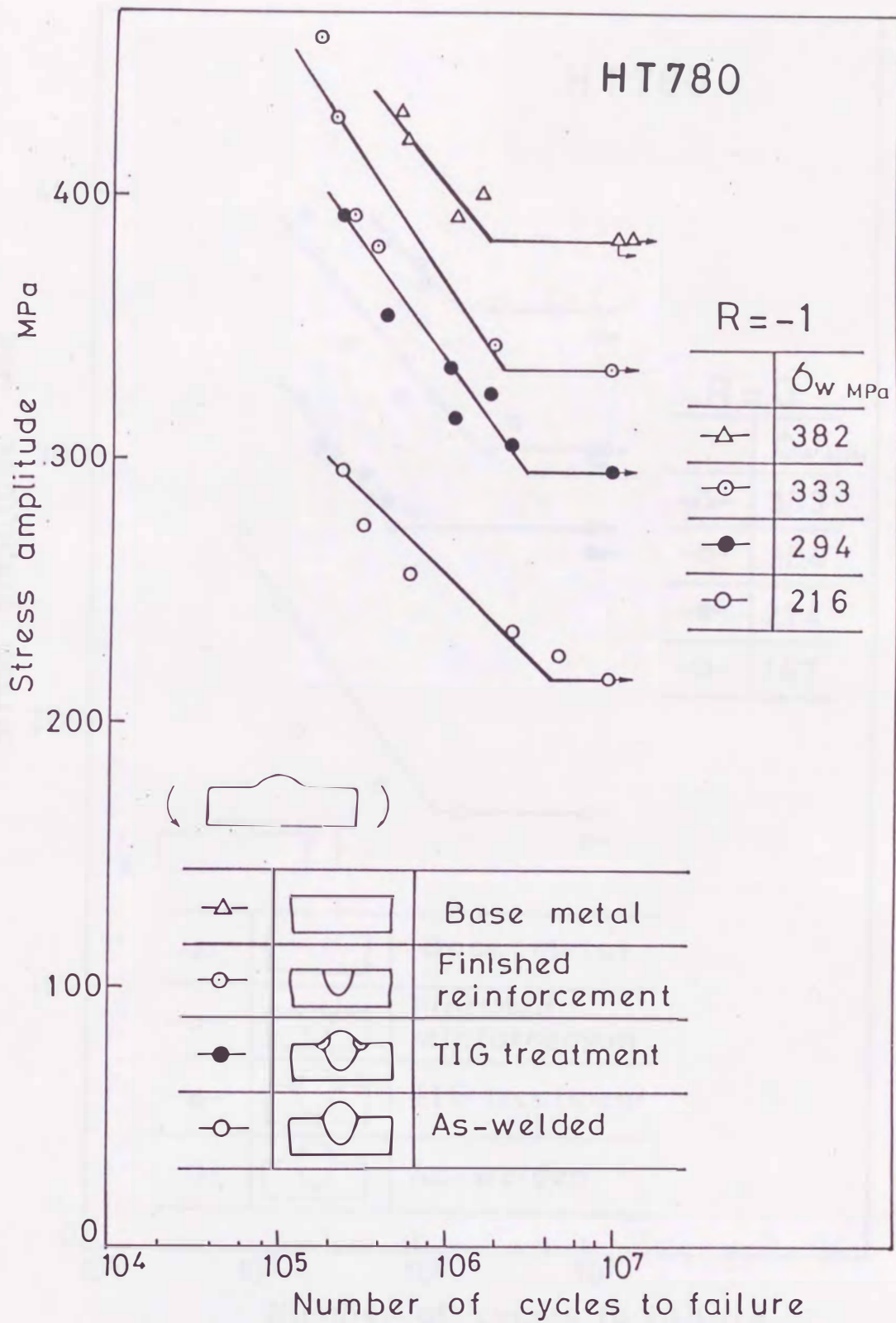


図 7-8 (a) HT 780 溶接継手の S - N 曲線 (R=-1)

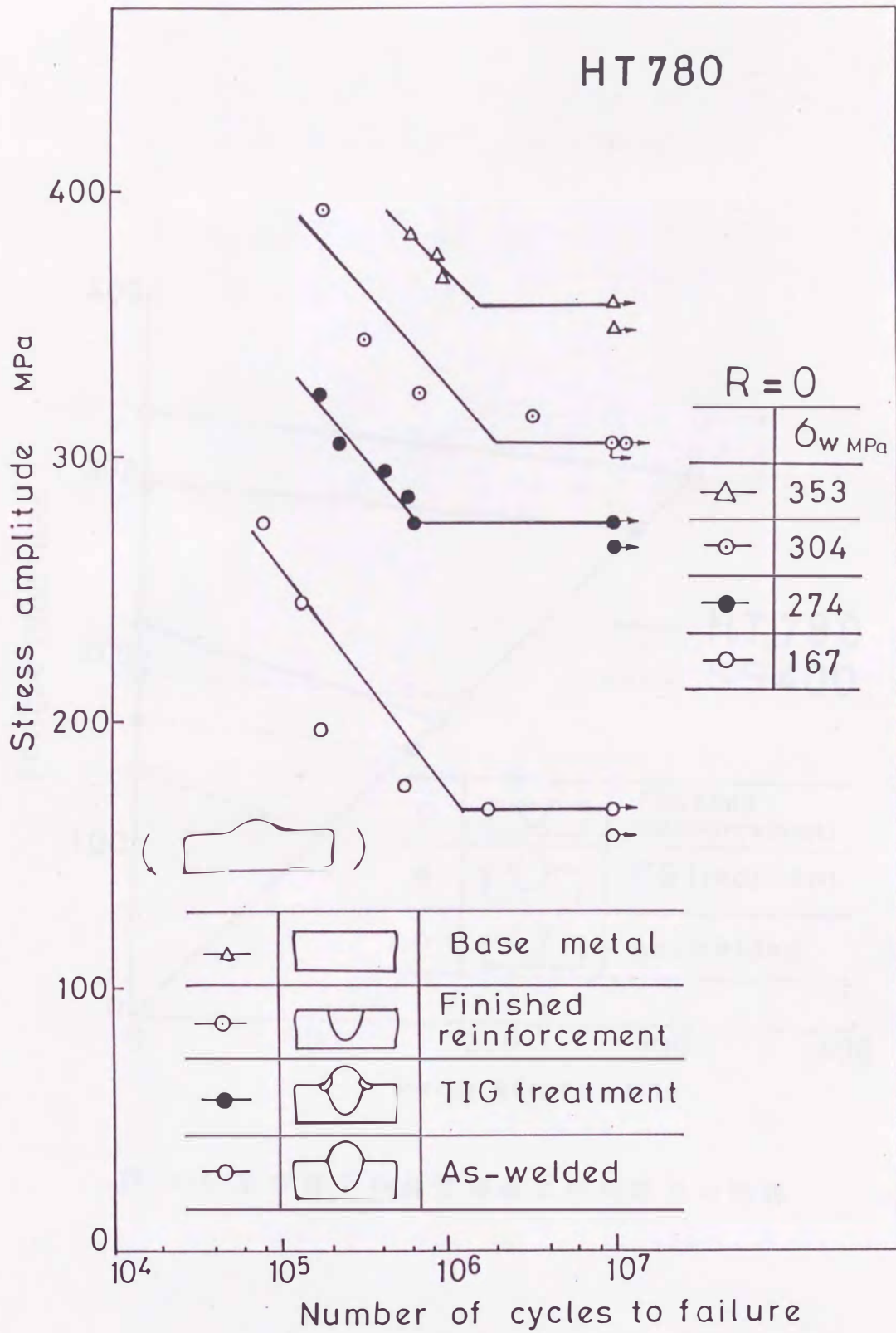


図 7-8 (b) HT 780 溶接継手の S - N 曲線 (R=0)

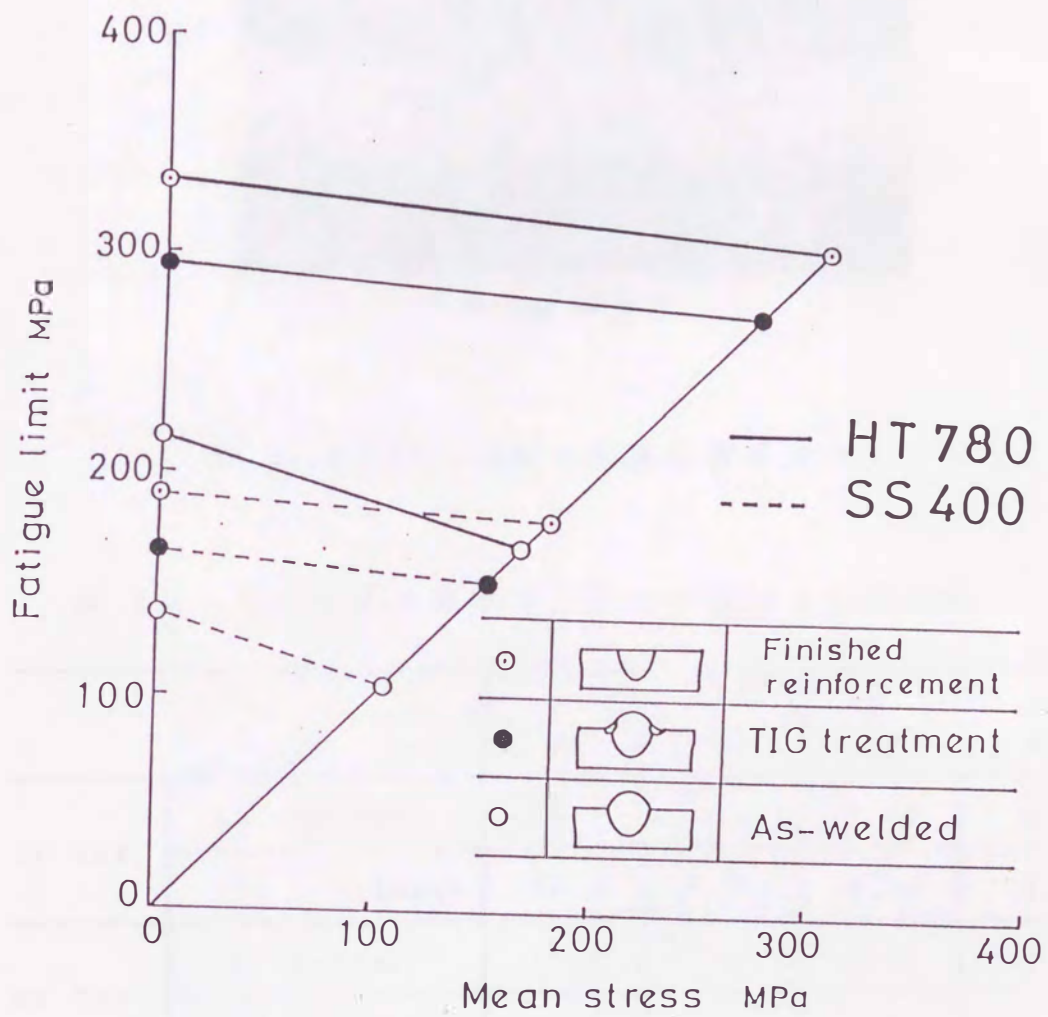
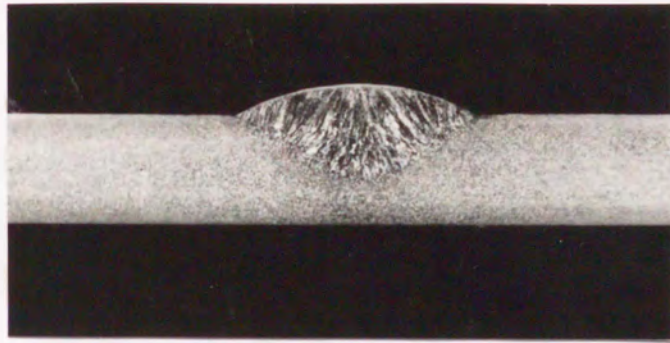
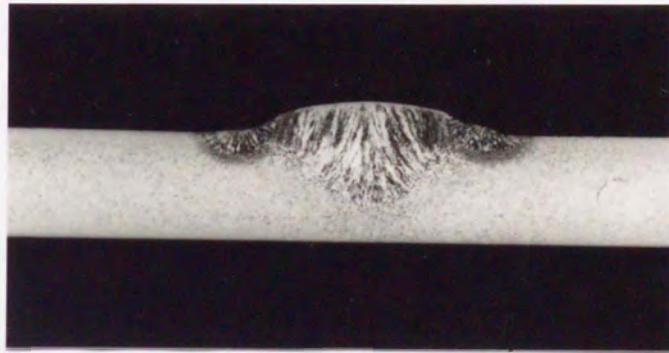


図 7-9 溶接継手の疲労限度と平均応力の関係



溶接ままの継手



TIG処理継手

図 7-10 SS 400突合せ溶接継手のマクロ写真

表 7-7 突合せ溶接継手の余盛り形状因子の平均値

		W mm	ρ mm	h mm	θ 度
SS 400	As welded	18.7	$< \rho_0$	2.40	28.1
	TIG treatment	23.4	2.80	2.40	12.0
HT 780	As welded	11.3	$< \rho_0$	2.14	30.4
	TIG treatment	17.0	2.09	2.09	16.2

w : width of reinforcement

ρ : notch root radiue at the toe of reinforcement

h : heigth of reinforcement θ : flank angle

SS 400 と HT 780 の溶接継手において停留き裂が認められることは、溶接継手の疲労限度が最大応力ではなく、停留き裂の伝ば限界条件 σ_{w2} によって決まることを示している。このような場合、板厚を一定とすれば、 σ_{w2} は余盛り高さ と余盛り角で決まることになる（余盛り幅は板厚の 1.5 倍以上あれば無関係である）。

$R=-1$ と $R=0$ における母材の疲労限度 (σ_{w0}) と比較した溶接ままの疲労限度 (σ_{w2}) の相対値 (σ_{w2}/σ_{w0}) を図 7-11 に示す。

溶接ままの継手の疲労限度は $R=-1$ と $R=0$ の両方において母材と比較して HT 780 の方が SS 400 より低下率が大きい。応力比では $R=-1$ より $R=0$ において低下率が大きい。

$R=-1$ と $R=0$ における溶接ままの疲労限度 (σ_{w2}) と比較した TIG 処理した継手の疲労限度 (σ_{w1}) の相対値 (σ_{w1}/σ_{w2}) を図 7-12 に示す。

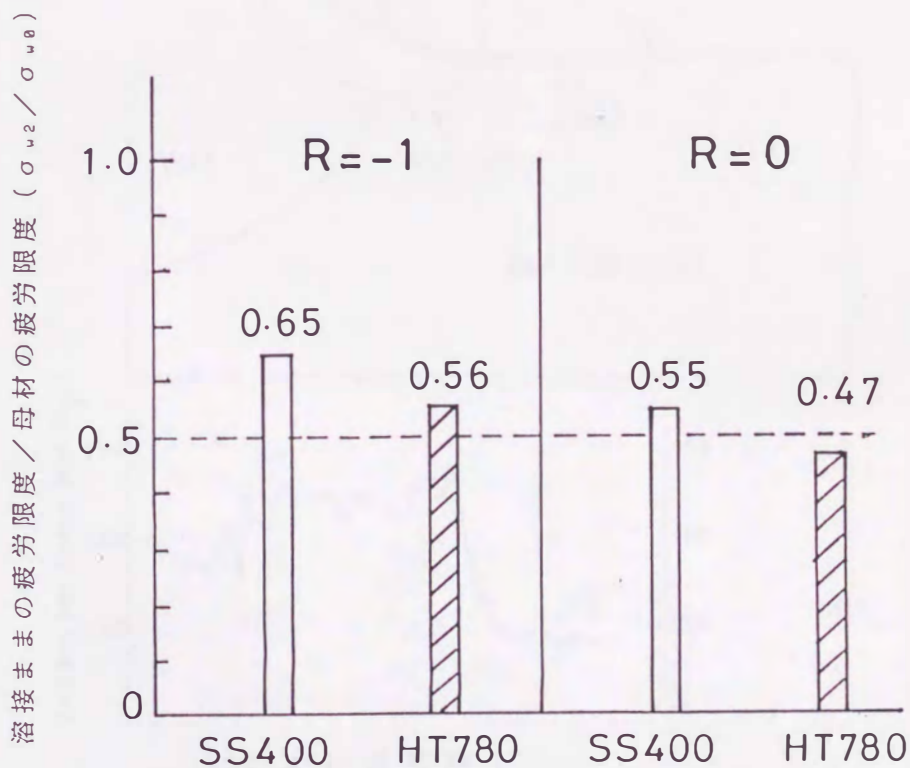


図 7-11 溶接ままの疲労限度と母材の疲労限度との比較

TIG 処理の疲労限度 / 溶接ままの疲労限度 ($\sigma_{w1} / \sigma_{w2}$)

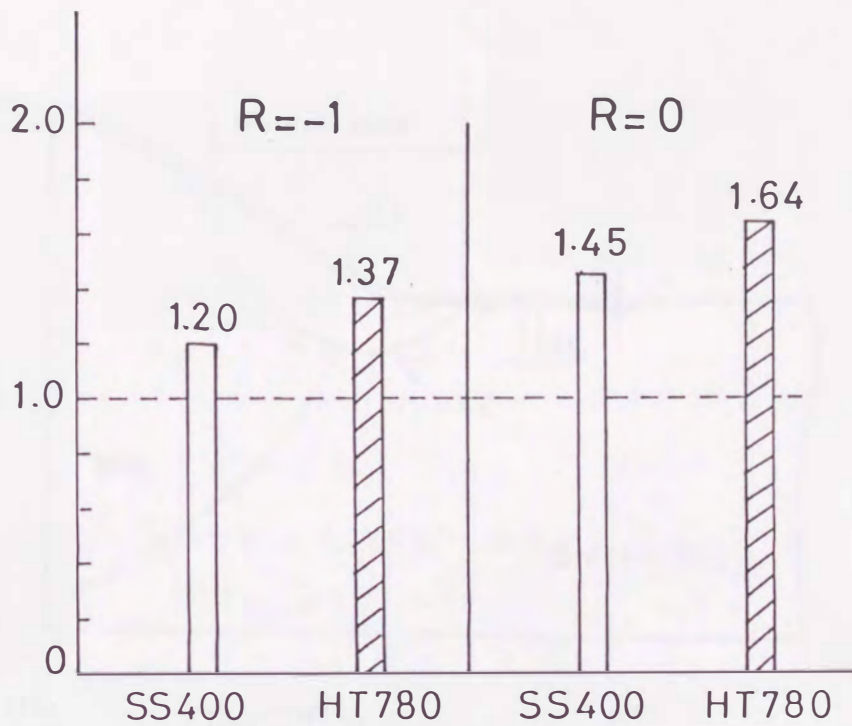
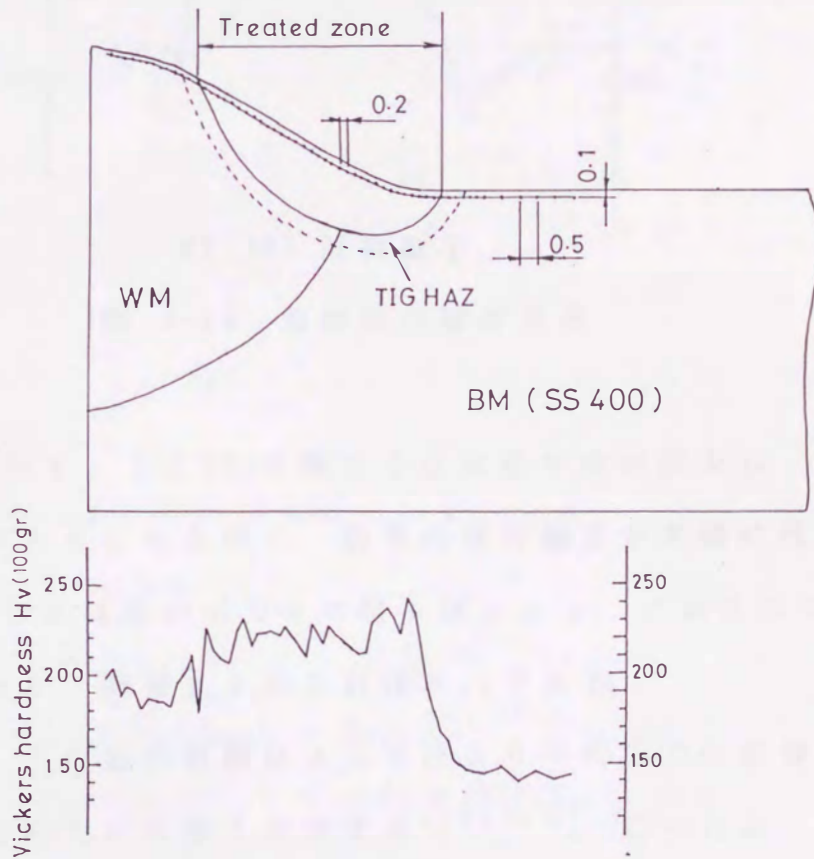
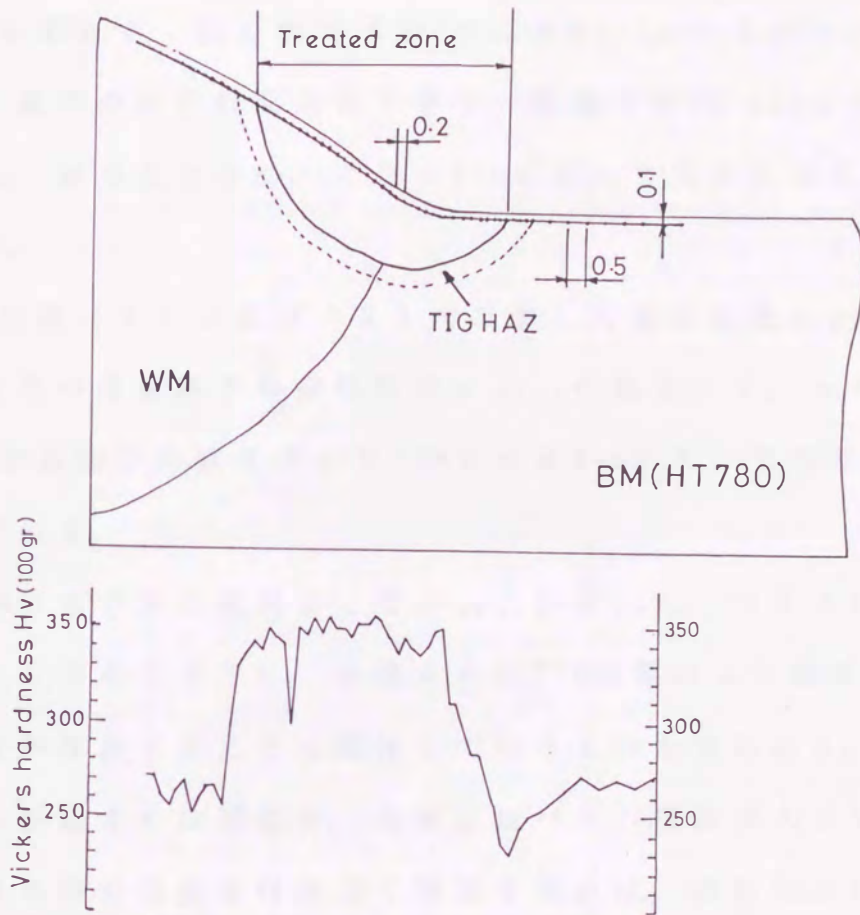


図 7-12 TIG 処理の疲労限度と溶接ままの疲労限度との比較



SS 400 溶接継手

図 7-13 溶接部の硬度分布



HT 780 溶接継手

図 7-14 溶接部の硬度分布

表 7-7 に示すように TIG 処理すると余盛り角が減少し、止端部の切欠き半径が大きくなるので、継手の疲労強度が大幅に改善される。

TIG 処理した継手の切欠き半径 ρ は $\rho > \rho_0$ であるので、疲労限度は σ_{w1} であり、溶接ままのそれは σ_{w2} である。

σ_{w1} は、主に応力振幅によって決まり平均応力の影響は小さいが、 σ_{w2} は平均応力に大きく依存する⁽¹⁷⁾⁽¹⁹⁾。このため、TIG 処理の有効性は鋼種では、SS 400 よりも、HT 780 が大きく、応力比では $R=-1$ よりも $R=0$ において大きい (図 7-12)。

これは、 ρ_0 の値が、 $R=-1$ と $R=0$ の両方においてHT 780の方がSS 400よりも小さく、応力比では $R=0$ の方が $R=-1$ よりも小さいので、溶接ままの継手の疲労限度の低下率が、鋼種ではSS 400よりもHT 780で大きく、応力比では $R=-1$ よりも $R=0$ において大きくなることに対応している。

表7-8に式(Ⅰ)および(Ⅱ)で計算した疲労限度 $\sigma_{w.c.a.1}$ と実験で求めた実際の溶接継手の疲労限度 $\sigma_{w.e.x.p}$ の値を示す。 α の値は表7-7に示す各因子の値を用いてFEMまたは4-3における近似式により求めた値である。

HT 780では全体の傾向として $\sigma_{w.c.a.1} > \sigma_{w.e.x.p}$ であるが、これは図7-14より分かるように、溶接またはTIG処理により硬度の多少軟化した領域が存在することに関係しているものと思われる。このため、溶接部の組織または硬度が、母材に比べその相違が大きい場合の、溶接継手の疲労限度を精度良く推定するには、破断起点部近傍の組織の $\alpha \sigma_{w.1} - \chi$ 曲線を求める必要がある。しかし、軟化する場合は、その組織の ρ_0 の値が大きくなるので、全体の傾向として、母材から求めた $\alpha \sigma_{w.1} - \chi$ 曲線から疲労限度を推定しても、大きな誤差はないものと思える。

表7-8でわかるように溶接継手の疲労限度の実験値 σ_w と計算値 $\sigma_{w.c.a.1}$ の比($\sigma_w / \sigma_{w.c.a.1}$)は、最も低い値で $R=0$ におけるHT 780溶接ままの継手の0.88(157/179)から $R=0$ におけるSS 400溶接ままの継手の1.00(105/105)の範囲にありほぼ一致していると言える。このように実際の溶接継手の疲労限度は線形切欠き力学から評価できることがわかる。

表 7-8 突合せ溶接継手の疲労限度の実験値と計算値

		R	$\alpha \mid_{\rho=\rho_0}$	σ_0 MPa	σ_w MPa	σ_{wcal} MPa
as welded	SS 400	-1	1.92	272	137	142
		0	2.91	308	105	105
	HT 780	-1	2.24	515	216	230
		0	3.17	568	157	179
		R	α	σ_{max} MPa	σ_w MPa	σ_{wcal} MPa
TIG treatment	SS 400	-1	1.27	228	165	179
		0		205	152	161
	HT 780	-1	1.42	430	294	303
		0		400	265	282

R : Stress Ratio

$\alpha \mid_{\rho=\rho_0}$ or α : Stress concentration factor

σ_0 : Maximum Stress at the notch of root for crack initiation when the root of notch is ρ_0

σ_{max} : Maximum Stress at the notch of root for crack initiation when the root of notch is ρ

σ_w : Experimental result

σ_{wcal} : Calculated result based on equation (I) or (II)

7-4 結言

実際の溶接継手の疲労限度と疲労限度を改善するために行ったTIG処理の有効性を提案した理論に基づいて検討した。本実験の範囲で得られた結果は次の通りである。

- (1) 実際の突合せ溶接継手の疲労限度は線形切欠き力学に基づく切欠き材の性質から評価できる。すなわち、溶接継手の疲労限度は切欠き試験の結果から求めた ρ_0 の値およびき裂発生限界における切欠き底の最大応力と応力勾配の関係から評価できる。
- (2) 実際の溶接継手の疲労限度は停留き裂の伝ば限界条件 σ_{w_2} によって決まる。このような場合の継手の疲労限度は切欠き半径に無関係に板厚、余盛り高さおよび余盛り角によってほぼ決まる。
- (3) 裏当て金付溶接継手では、余盛りの存在は引張りでは疲労限度を低下させるが、曲げでは破断起点の危険箇所がルート部である限り疲労強度を高め有効に作用する。
- (4) 高調力鋼溶接継手の疲労限度の低下率が軟鋼のそれよりも大きいのは、疲労限度が ρ_0 の値に支配され、その値が軟鋼よりも小さいためである。
- (5) 溶接継手の疲労強度を改善するために行ったTIG処理の有効性は、鋼種ではSS 400よりもHT 780において大きく、応力比では $R=-1$ よりも $R=0$ において大きい。これも ρ_0 の値の大小関係から説明できる。

7-5 参考文献

- (1) 村木, ほか 3 名, 溶接学会誌, 37- (1968), 1202
- (2) 高橋, 伊藤, 溶接学会誌, 40-8, (1971), 723
- (3) 益本, ほか 2 名, 溶接学会誌, 45-10 (1976), 882
- (4) 科学技術庁, 金属材料技術研究所編: 金材技研疲れデータシート, 資料, 2 (1983)P. 47
- (5) 二瓶, 佐々木, 溶接学会誌, 45-1 (1976), 54-60
- (6) 二瓶, ほか 3 名, 造船学会論文集, 146 (1980), 396-406
- (7) 寺崎, ほか 2 名, 材料 36-403 (1987) 362
- (8) 金沢, 飯田, 現代溶接技術体系, 17 卷 (1978) 産報
- (9) 半田, 材料, 第 139 回疲労部門委員会資料 (1977-7), 43
- (10) E. G. Signes, et al, British Welding Journal, 14 (1968), 108
- (11) 石黒, 溶接学会誌, 42-3 (1973), 277
- (12) I. J. Polmear and D. R. Willkinson. Welding Journal, 62-3 (1983), 78s
- (13) 太田ほか 3 名, 溶接学会論文集, 8-2 (1990) 254-261
- (14) J. D. Harrison, British Welding Journal, 13 (1966), 642
- (15) 河合, 鯉淵, 溶接学会誌, 44-7 (1975), 588
- (16) 高島, 機誌, 897-790, (1984-9) 1042
- (17) 西谷, 山下, 機論, 32-242, (1966-10), 1456
- (18) 西谷, 岡坂, 機論, 39-317, (1973-1), 317
- (19) 高尾, 西谷, 材料, 36-409 (1987-10), 1060

第 8 章

結 論

本章は第 3 章～第 7 章で得られた
研究の結果を総括する。

第 8 章 結 論

本研究は、突合せ溶接継手の疲労強度を支配する因子を解明するため、模擬溶接継手と実際の溶接継手を用いて、溶接形状と応力集中との関係、応力集中と疲労強度との関係を通じて、突合せ溶接継手の疲労強度の低下の原因、切欠き感度の鋼種による相違、疲労強度におよぼす応力比の影響および溶接継手の疲労強度改善の効果等について、線形切欠き力学に基づいて考察を加え、溶接継手の疲労挙動について多くの知見を得た。

本研究で得られた結論は各章毎に詳述したが、ここで改めてそれらを要約すると以下の通りである。

- ① 使用した材料 (SS 400, SM 490, SM 570 および HT 780) の切欠き材の性質は以下の通りである。

停留き裂の存在限界である分岐点における切欠き半径 ρ_0 の値は $R=-1$ で、SS 400 でほぼ 0.6 mm, SM 490 でほぼ 0.5 mm, SM 570 でほぼ 0.4 mm および HT 780 でほぼ 0.3 mm である。この ρ_0 の値は平均応力の依存性を示し、平均応力が正から負に移行すると大きくなる。SS 400 では $R=0$ でほぼ 0.15 mm, $R=-1$ でほぼ 0.6 mm, $R=-\infty$ でほぼ 2.0 mm である。HT 780 では $R=0$ でほぼ 0.1 mm, $R=-1$ でほぼ 0.3 mm である。

- ② 使用した材料 (SS 400, SM 490, SM 570 および HT 780) の切欠き感度は σ_{w0}/σ_{w1} の場合、 σ_B の相違にもかかわらず材質依存性が少なく、 σ_{w0}/σ_{w2} の場合、材質依存性を示し、 σ_B が大きくなるにつれ切欠きに敏感となる。これは、疲労限度 σ_{w2} が ρ_0 の値に支配され、 σ_B が大きくなるにつれ ρ_0 の値が小さくなることから説明できる。

③ 突合せ溶接継手の疲労強度におよぼす余盛り形状因子の影響

余盛り幅の影響

板厚との関係で言えば、 $0 < w/t \leq 1.5$ までは、 w が広いほど疲労強度は低下し、 $w/t > 1.5$ では、疲労強度はほぼ一定となる。

これは応力集中係数 α または $\alpha|_{\rho=\rho_0}$ が $w/t \leq 1.5$ までは増加し、 $w/t > 1.5$ になるとほぼ一定となることに対応している。

余盛り角の影響

$\theta \leq 60^\circ$ までは、 θ が大きくなるほど疲労強度は低下し、 $\theta > 60^\circ$ では疲労強度はほぼ一定となる。これは、応力集中係数 α または $\alpha|_{\rho=\rho_0}$ が $\theta \leq 60^\circ$ までは増加し、 $\theta > 60^\circ$ になるとほぼ一定となることに対応している。

余盛り高さの影響

板厚との関係で言えば、 $0 < h/t \leq 0.5$ までは、 h が高いほど疲労強度は低下し、 $h/t > 0.5$ では、疲労強度はほぼ一定となる。

これは応力集中係数 α または $\alpha|_{\rho=\rho_0}$ が $h/t \leq 0.5$ までは増加し、 $h/t > 0.5$ になるとほぼ一定となることに対応している。

④ 裏当て金付溶接継手の疲労強度におよぼす溶接形状因子の影響

ルート間隔の影響

板厚との関係で言えば、 $0 < r/t \leq 1.33$ までは、 r が狭いほど疲労強度は上昇する。これは $r/t \leq 1.33$ の範囲では、応力集中係数 $\alpha|_{\rho=\rho_0}$ が減少することに対応している。

裏当て金厚さの影響

板厚との関係で言えば、 $d/t \leq 1.0$ までは、 d が狭いほど疲労強度は上昇する傾向にある。これは $d/t \leq 1.0$ の範囲では、応力集中係数 α が減少する傾向にあることに対応している。

切欠き半径 ρ の影響

切欠き半径 ρ の影響は破断起点となる危険箇所の ρ と停留き裂の存在限界である分岐点での切欠き半径 ρ_0 との大小関係により異なる。

$\rho > \rho_0$ であれば、疲労強度は ρ が小さいほど低下する。これは、疲労強度が応力集中係数 α に支配され、 α は ρ が小さいほど大きくなるためである。

$\rho \leq \rho_0$ であれば、疲労限度は ρ に無関係である。これは、疲労限度が $\alpha |_{\rho=\rho_0}$ によってほぼ決まるためである。

⑤ 裏当て金付溶接継手の疲労強度におよぼす余盛りの影響

引張りの場合

余盛りの存在は曲げ応力を発生させ、ルート止端部の応力集中係数を増加させるので、疲労強度は低下する。

曲げの場合

余盛りの存在は、継手の剛性を増し、ルート止端部の応力集中係数を減少させるので、破断起点がルート部である限り、疲労強度を高めるが、破断起点が余盛り止端部である場合は、疲労強度をかえって低下させることがある。

⑥ 模擬突合せ溶接継手と実際の突合せ溶接継手において、危険箇所の切欠き半径 ρ が小さいとき、その疲労限度には停留き裂が存在し、線形切欠き力学から評価できる。すなわち、疲労限度は危険箇所の切欠き半径 ρ と ρ_0 の大小関係により決まり、

$\rho > \rho_0$ であれば、第3章の式(Ⅰ)より、

$\rho \leq \rho_0$ であれば、式(Ⅱ)から評価できる。

⑦ 高調力鋼溶接継手の疲労限度の低下率が軟鋼のそれより大きい

のは、余盛り形状に基づく最大応力ではなく、継手の疲労限度が ρ_0 の値に支配され、その ρ_0 の値が軟鋼溶接継手のそれより小さいためである。

- ⑧ 溶接継手の疲労強度を改善すめるために行ったTIG処理の有効性は鋼種では、SS 400よりもHT 780において大きく、応力比では $R = -1$ よりも $R = 0$ において大きい。これも ρ_0 の値の大小関係から説明できる

謝 辞

本研究は、著者が昭和53年から九州大学工学部西谷弘信教授のご指導のもとで実施した研究をまとめたものである。

終了にあたり、西谷弘信教授から10年以上に渡って、終始暖かきご指導・ご鞭撻を賜ると同時に、ご指導を通じて学問研究の基本的姿勢を学び、先生の薫陶を受けることができましたことに、衷心から感謝の意を表します。

研究の遂行に当たっては、九州大学工学部材料強弱学教室の内堀久幸助手をはじめ教室の方々に種々ご指導を戴き、かつ多大の便宜をはかって戴きました。ここに感謝の意を表します。

さらに研究の実施に当たっては、西谷先生を囲む会・研究会の佐賀大学理工学部西田新一教授、九州大学工学部村上敬宣教授、野口博司助教授、KITA材料強度研究会の九州工業大学工学部原田昭治教授、寺崎俊夫教授をはじめとする諸先生に有益な御教示を戴き深く感謝致します。

著者が工学上の研究を始める端緒となり、初期の良き研究のパートナーであった(株)三井三池製作所別所諄之管理部長、実験の遂行に多大の便宜をはかって戴いた元宮崎郁也工場長に深く感謝致します。

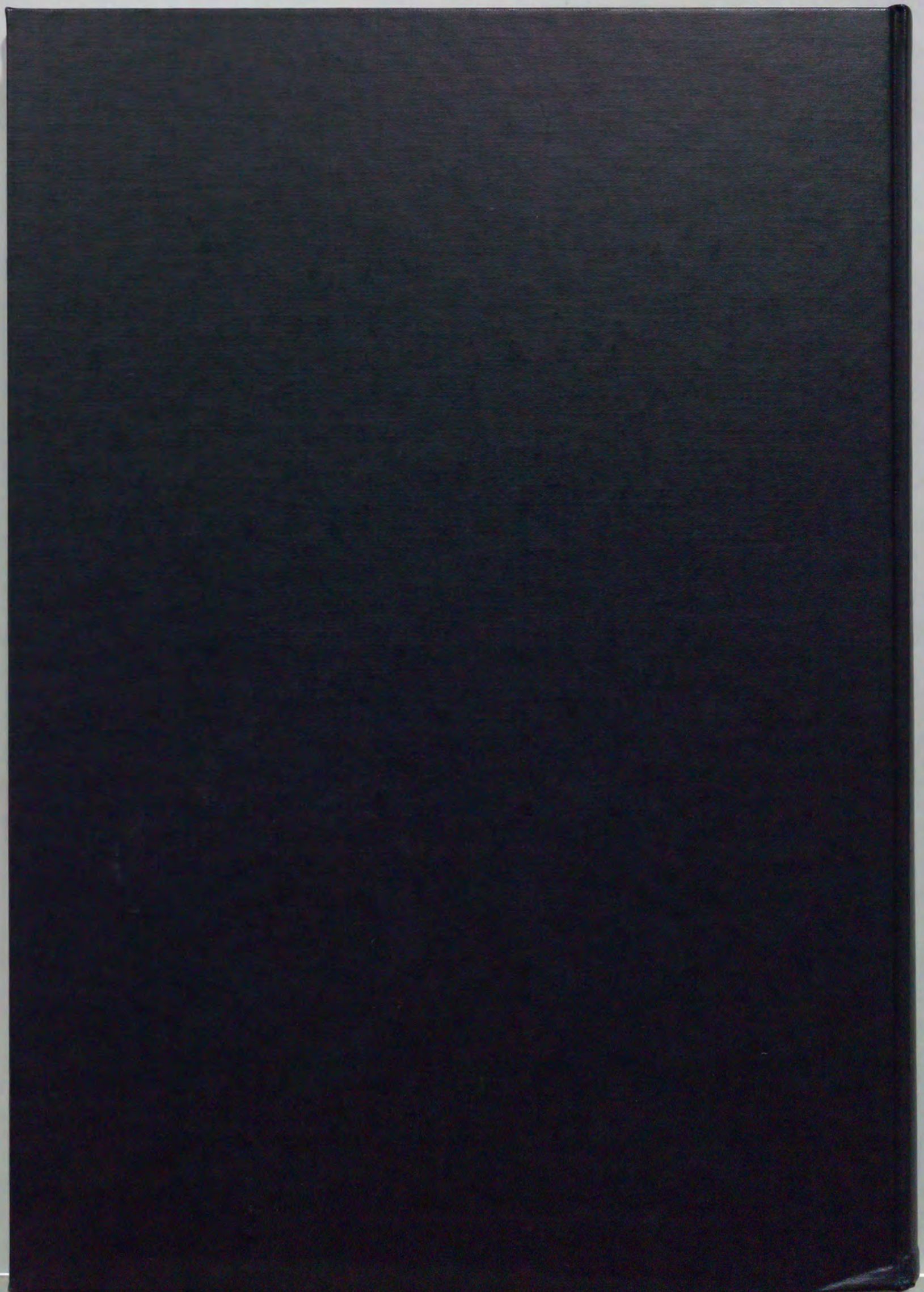
また、著者が西谷弘信教授にご指導を仰ぐ機会を与えて戴いた旧北九州工業試験場故伊藤嘉三場長、元石丸泰典場長および元永田重幸場長（現徳島文理大学教授）に、設備面で多大の配慮を戴いた福岡県商工部噌西雅晴商工部長に深く感謝致します。

また、工業技術センター機械電子研究所赤星勇自所長や材料技術課原田芳文課長とコーヒを飲む会のメンバーには種々ご激励を戴く

とともに暖かく見守って戴いた。実験については、九州産業大学工学部藤崎渉講師，当研究所原田豊満研究員，元高橋道春専門研究員に長期に渡って協力をして戴いた。ここに記して深謝致します。

平成4年12月1日

田中 洋征 記す



inches 1 2 3 4 5 6 7 8
cm 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19

Kodak Color Control Patches

© Kodak, 2007 TM: Kodak

Blue Cyan Green Yellow Red Magenta White 3/Color Black



Kodak Gray Scale



© Kodak, 2007 TM: Kodak

A 1 2 3 4 5 6 M 8 9 10 11 12 13 14 15 B 17 18 19

